

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie civil

CALCUL DE LA CAPACITÉ DE PYLÔNES À TREILLIS AVEC UNE APPROCHE STABILITÉ

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie civil

Pierre-Luc BOUCHARD

Jury : Frédéric LÉGERON (directeur)
Charles-Philippe LAMARCHE (rapporteur)
Hervé DUCLOUX



Library and Archives
Canada

Published Heritage
Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Direction du
Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-499-00330-0

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-499-00330-0

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

Canada

RÉSUMÉ

De par leur grande résistance et leur faible poids propre, les pylônes à treillis s'avèrent être une structure de choix pour transporter l'électricité sur les grandes distances qui séparent les lieux de production des centres urbains. Dans la pratique, le design de ces structures se fait généralement par une analyse linéaire élastique en considérant des connexions rotulées et des membrures soumises uniquement à des efforts axiaux. Le manque de précision de cette méthode oblige la réalisation d'essais grandeur réelle pour s'assurer que le pylône est sécuritaire et économique. Cette opération est coûteuse et retarde l'avancement des projets.

Le but ultime de ce travail de recherche est de développer une procédure numérique simple et accessible aux ingénieurs de la pratique afin d'améliorer la prédiction de la capacité et du mode de rupture des pylônes à treillis. Au niveau de la modélisation, les cornières ont été modélisées par des éléments poutre de Timoshenko avec gauchissement. Les connexions sont, quant à elles, représentées par des éléments discrets affectés aux extrémités des barres et dont le comportement est linéaire élastique. Les rigidités en translation sont infiniment rigides alors que celles en rotation sont déterminées par une modélisation volumique. Enfin, les excentricités sont prises en compte par des liens rigides entre le centre de gravité et le point d'attache. Du côté de la méthode de calcul, la contrainte critique de flambement élastique F_e est déterminée par une analyse de flambement linéaire plutôt que par la méthode des longueurs effectives. Ensuite, la résistance de la barre est calculée en suivant la même procédure que les normes. Plusieurs modes sont ainsi analysés de manière à couvrir les différentes configurations d'attache d'une cornière dans un pylône.

La méthode ainsi développée a été comparée aux résultats d'essais expérimentaux sur 12 pylônes ainsi qu'aux résultats calculés avec différentes normes de conception. Il en ressort que la méthode prédit bien la résistance et donne des résultats comparables aux normes. Les barres avec un faible élanement comme les membrures jambes sont les mieux prédites.

La procédure élaborée permet donc d'augmenter la précision du calcul de la capacité ultime et du mode de rupture des pylônes. Cette amélioration est d'intérêt car elle répond aux besoins de l'industrie des lignes de transport d'électricité, des partenaires industriels du projet et de la chaire de recherche Hydro-Québec/RTE - *Structures et mécanique des lignes de transport d'énergie électrique*. En effet, elle pourrait éventuellement permettre de diminuer les coûts de construction en réduisant le recours aux essais pleine échelle et en donnant des outils aux ingénieurs pour optimiser leur design. Elle facilitera également la réalisation d'essais hybrides.

Mots-clés : Modélisation, Stabilité, Flambement, Treillis, Pylônes, Cornières

À mes parents

REMERCIEMENTS

En premier lieu, j'aimerais remercier mon directeur de recherche, Frédéric Légeron, pour son soutien tout au long de ce travail. Son enthousiasme, ses connaissances techniques approfondies et sa capacité à proposer des solutions à tous les problèmes ont été grandement appréciés. Il a su me pousser à aller plus loin me permettant ainsi d'exploiter mon plein potentiel.

Un merci spécial à Simon Prud'homme pour son écoute et ses conseils judicieux du début à la fin du projet. Sa facilité à rapidement comprendre et visualiser les différents problèmes m'a été d'une grande aide. Il m'a également donné un important coup de main dans mon apprentissage du logiciel *Code_Aster* et de la méthode des éléments finis en général.

Merci à mes collègues et amis Michaël Jean, Xavier Robert-Veillet et Sébastien Langlois pour leurs suggestions et leur aide.

Merci à Jean-François Gravel et Louis-Philippe Bérubé d'Hydro-Québec pour leurs commentaires constructifs lors des comités de suivi.

Merci à RTE de m'avoir offert un stage dans leur bureau à Paris et de m'avoir donné accès à leur base de données expérimentale. Plus particulièrement Hervé Ducloux et Florence Renier qui n'ont pas hésité à m'aider dans l'avancement de mes recherches.

Je me dois de souligner l'apport financier du FQRNT qui, par l'entremise de la Bourse de maîtrise en recherche et de la Bourse de stage international, m'a donné les ressources suffisantes pour mener à terme ce projet.

Finalement, merci à ma famille, ma copine Anick et mes amis du Bas-du-Fleuve pour leur patience et leurs encouragements.

TABLE DES MATIÈRES

1	INTRODUCTION	1
1.1	Mise en contexte et problématique	1
1.2	Définition du projet de recherche	3
2	ÉTAT DE L'ART	5
2.1	Méthode de design	5
2.2	Modélisation des cornières	7
2.2.1	Moments secondaires dans les membrures	7
2.2.2	Les éléments finis les plus courants	8
2.2.3	Éléments finis proposés pour les pylônes dans la littérature	11
2.3	Modélisation des connexions	12
2.3.1	Glissement des boulons	12
2.3.2	Rigidité en rotation des connexions	14
2.3.3	Loi de comportement non linéaire de <i>Code_Aster</i>	15
2.3.4	Excentricité des connexions	16
2.4	Analyse de stabilité	17
2.4.1	Analyse de flambement linéaire	17
2.4.2	Analyse de flambement linéaire sur matrices de raideurs réactualisées	19
2.4.3	<i>Pushover</i>	20
2.5	Limites de la modélisation	21
3	MODÉLISATION	23
3.1	Outils informatiques	23
3.2	Cornières	23
3.3	Connexions boulonnées	24
3.4	Excentricités	31
4	MÉTHODE DE CALCUL	33
4.1	Calcul selon l'ASCE 10-97	34
4.2	Calcul selon l'EN 50341-1 :2012	34
4.3	Excentricités	35
4.4	Facteur d'amplification des charges	36
5	VALIDATION EXPÉRIMENTALE	39
5.1	Pylônes H2	39
5.1.1	Essai n° 1	39
5.1.2	Essai n° 2	46
5.1.3	Essai n° 3	51
5.1.4	Essai n° 4	56
5.2	Pylônes F88	62
5.2.1	Essai n° 1	63

5.2.2	Essai n° 2	66
5.3	Pylônes A4	72
5.3.1	Essai n° 1	73
5.3.2	Essai n° 2	76
5.3.3	Essai n° 3	81
5.4	Pylônes J4	89
5.4.1	Essai n° 1	90
5.4.2	Essai n° 2	94
5.4.3	Essai n° 3	97
6	ANALYSE DES RÉSULTATS	105
7	CONCLUSION	113
7.1	Sommaire	113
7.2	Perspectives de recherche	114
	LISTE DES RÉFÉRENCES	115

LISTE DES FIGURES

1.1	Essai expérimental à échelle réelle sur un pylône de 220 kV	2
2.1	Courbes de flambement	6
2.2	Position du centre de gravité et du point d'attache d'une cornière	7
2.3	Élément barre	8
2.4	Élément poutre	9
2.5	Élément poutre multifibre	9
2.6	Élément plaque	10
2.7	Élément membrane	10
2.8	Élément hybride poutre-coque	11
2.9	Modèles de glissement des boulons	13
2.10	Courbe force-déplacement idéalisée pour une connexion	14
2.11	Modèle de connexion flexible	15
2.12	Mécanismes d'assemblage en effort normal et moment	16
2.13	Modèle considérant l'excentricité de la connexion	17
2.14	Distribution des contraintes résiduelles sur une cornière	21
3.1	Modèle structural d'un assemblage réel	24
3.2	Contreventements en croix	26
3.3	Connexion à un boulon (angle 0°)	27
3.4	Connexion à un boulon (angle 45°)	28
3.5	Connexion d'une diagonale du pylône H2	29
3.6	Connexion d'une diagonale du pylône H2	30
3.7	Connexion d'une diagonale du pylône A4	30
3.8	Lien rigide reliant le point d'attache au centre de gravité	31
3.9	Excentrement des points d'attache par rapport au centre de gravité des membrures	32
4.1	<i>Flowchart</i> de la procédure	38
5.1	Points d'application des charges du pylône H2 (dimensions en mètre)	40
5.2	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 1 du pylône H2	42
5.3	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône H2 selon l'ASCE 10-97	44
5.4	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône H2 selon l'EN 50341-1 :2012	45
5.5	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône H2	49
5.6	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 3 du pylône H2	52
5.7	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 3 du pylône H2	54
5.8	Mode de rupture des diagonales de l'essai n° 3 du pylône H2	55
5.9	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 4 du pylône H2	58
5.10	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 4 du pylône H2	60

5.11	Points d'application des charges du pylône F88 (dimensions en mètre) . . .	62
5.12	Vue de la rupture de l'essai n° 1 du pylône F88	64
5.13	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône F88 . .	65
5.14	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône F88 . .	69
5.15	Points d'application des charges du pylône A4 (dimensions en mètre) . . .	72
5.16	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 1 du pylône A4 . . .	74
5.17	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône A4 . . .	75
5.18	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 2 du pylône A4 . . .	76
5.19	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône A4 . . .	79
5.20	Mode de rupture de la membrure jambe de l'essai n° 2 du pylône A4	80
5.21	Points d'application des charges du pylône A4	83
5.22	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 3 du pylône A4 . . .	84
5.23	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 3 du pylône A4 . . .	86
5.24	Mode de rupture de la membrure de console de l'essai n° 3 du pylône A4 .	87
5.25	Points d'application des charges du pylône J4 (dimensions en mètre)	89
5.26	Vue de la rupture de l'essai n° 1 du pylône J4	91
5.27	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône J4 . . .	92
5.28	Mode de rupture de la membrure jambe de l'essai n° 1 du pylône J4	93
5.29	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 2 du pylône J4	96
5.30	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône J4 . . .	98
5.31	Mode de rupture de la membrure jambe de l'essai n° 2 du pylône J4	99
5.32	Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 3 du pylône J4	101
5.33	Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 3 du pylône J4 . . .	103
6.1	Écart de la méthode en fonction de l'élancement pour les deux courbes de flambement	109

LISTE DES TABLEAUX

3.1	Rigidité des connexions rotulées	28
5.1	Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône H2	41
5.2	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône H2	47
5.3	Charges nominales pour l'essai n° 2 du pylône H2	48
5.4	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône H2	50
5.5	Charges nominales pour l'essai n° 3 du pylône H2	51
5.6	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 3 du pylône H2	57
5.7	Charges nominales pour l'essai n° 4 du pylône H2	58
5.8	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 4 du pylône H2	61
5.9	Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône F88	63
5.10	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône F88	67
5.11	Charges nominales pour l'essai n° 2 du pylône F88	68
5.12	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône F88	71
5.13	Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône A4	73
5.14	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône A4	77
5.15	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône A4	82
5.16	Charges nominales pour l'essai n° 3 du pylône A4	84
5.17	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 3 du pylône A4	88
5.18	Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône J4	90
5.19	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône J4	95
5.20	Charges nominales pour l'essai n° 2 du pylône J4	96
5.21	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône J4	100
5.22	Charges nominales pour l'essai n° 3 du pylône J4	101
5.23	Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 3 du pylône J4	104
6.1	Écart entre le facteur d'amplification prévu par les normes et celui obtenu en essai	106
6.2	Écart entre le facteur d'amplification prévu par la méthode et la courbe de flambement de l'ASCE 10-97 et celui obtenu en essai	107
6.3	Écart entre le facteur d'amplification prévu par la méthode et la courbe de flambement de l'EN 50341-1 :2012 et celui obtenu en essai	108
6.4	Variation du facteur d'amplification selon la rigidité des connexions	110
6.5	Écart entre les contraintes calculées et celles mesurées en essai	111

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 Mise en contexte et problématique

Les structures à treillis sont très courantes dans notre paysage. En effet, il s'agit d'un type de structure utilisé dans plusieurs applications en génie civil comme les pylônes, les antennes de télécommunications, les fermes de toit, les tabliers de ponts de grande portée, les structures de concentrateurs solaires et de nombreuses structures industrielles. Ce type de structure est reconnu pour sa grande résistance ainsi qu'un faible poids propre ce qui implique une utilisation économique des matériaux. Cet aspect rend son usage d'autant plus intéressant dans le cas de structures qui doivent être construites en grande quantité comme c'est le cas pour les pylônes transportant l'électricité. En effet, les lieux de production d'électricité sont souvent éloignés des centres urbains qui la consomment et il est donc nécessaire de la transporter sur de longues distances. Le réseau électrique québécois, par exemple, compte environ 33 500 km de lignes de transport haute tension [12] alors que le réseau français en compte plus de 100 000 km [26]. Considérant que l'espacement usuel entre les pylônes varie entre 200 et 600 m, on conçoit aisément qu'un réseau nécessite un très grand nombre de ces structures pour parcourir de telles distances.

Bien que les pylônes à treillis soient utilisés depuis très longtemps, et ce, partout à travers le monde, les connaissances actuelles ne permettent toujours pas de déterminer avec suffisamment de précision la capacité structurale de ce type de structure. Effectivement, une enquête datant de 1986 réalisée par la *Electric Power Research Institute* [20] révèle que sur 57 essais de pylônes, 23% ont eu une rupture prématurée. Cette dernière survenait en moyenne autour de 95,4% de la charge de design et elle était localisée à un endroit non prévu. Plus récemment, en 2001, Rao et Kalyanaraman [23] ont comparé des résultats expérimentaux sur des cadres contreventés représentant des sections de pylônes avec les résultats obtenus en suivant les codes de design. Il est démontré que les codes sous-estiment jusqu'à 18% ou surestiment jusqu'à 29% la capacité des cadres testés. Toutes ces disparités sont principalement dues à la présence d'excentricités, au fait qu'il s'agit de treillis en trois dimensions, que les conditions limites sont difficiles à évaluer et que plusieurs non-linéarités sont présentes. Aussi, les pylônes sont habituellement constitués

de cornières qui, bien qu'elles facilitent l'assemblage et le montage, sont des éléments à parois minces à sections asymétriques qui sont très complexes à analyser.

Étant donné l'incertitude concernant la capacité d'un pylône et connaissant les conséquences indésirables provoquées par une interruption d'électricité, la plupart des organismes de distribution d'électricité à travers le monde ont élaboré une procédure de test de leurs prototypes. En effet, ils construisent un exemplaire grandeur réelle de la structure et procèdent à un essai jusqu'à la rupture comme le montre la figure 1.1. Cette opération permet de s'assurer que la structure est suffisamment résistante pour que le design soit sécuritaire, mais aussi qu'elle ne possède pas trop de capacité, ce qui résulterait en un design non économique. L'objectif à atteindre par les ingénieurs est de résister aux charges de conception avec une réserve de résistance ne dépassant pas 5% de la charge de design [25]. Il faut donc trouver un moyen de réduire et/ou optimiser le recours à ce processus coûteux qui retarde la réalisation des projets.



Figure 1.1 Essai expérimental à échelle réelle sur un pylône de 220 kV (tiré de [13])

Un autre besoin qui commence à émerger autant au niveau de la chaire de recherche Hydro-Québec/RTE - *Structures et mécanique des lignes de transport d'énergie électrique* que chez les partenaires industriels du projet, concerne la réalisation d'essais hybrides, c'est-à-dire tester une partie de la structure en laboratoire alors que le reste est modélisé sur ordinateur. Ce type d'essai est particulièrement utile dans le cas où seules les modifications sur une section du pylône sont d'intérêt. Par exemple, le renforcement local de pylônes existants devant être réhabilités à cause du vieillissement normal de la structure

ou alors ceux dont la capacité de transit doit être augmentée nécessitant donc une capacité structurale supérieure. Pour que l'utilisation d'essais hybrides soit envisageable, il est cependant indispensable que la partie numérique de l'essai donne des résultats fiables qui représentent bien le comportement réel de la structure.

1.2 Définition du projet de recherche

L'énoncé de la problématique démontre qu'une évolution de la méthode d'analyse et de design s'impose afin de répondre aux besoins de l'industrie des lignes de transport d'électricité, des partenaires industriels du projet et de la chaire de recherche Hydro-Québec/RTE. Dans cette optique, le projet de recherche décrit dans le présent document a donc comme objectif de développer une procédure numérique simple et accessible aux ingénieurs de la pratique permettant d'améliorer la prédiction de la capacité et du mode de rupture des pylônes à treillis. Pour ce faire, une approche par stabilité a été retenue. Il s'agit de tout simplement remplacer la méthode des longueurs effectives des normes par une analyse de flambement linéaire. Cette méthode est, contrairement aux nouvelles techniques proposées dans la littérature qui incluent plusieurs non-linéarités (matérielle et géométrique), relativement facile à mettre en place puisqu'on reste dans le domaine linéaire.

L'objectif principal peut donc être décomposé en plusieurs objectifs spécifiques :

1. Modéliser les cornières

Il faut déterminer le type d'élément fini permettant de représenter le plus fidèlement possible le comportement d'une cornière tout en étant relativement rapide au niveau des calculs.

2. Modéliser les connexions

Il faut déterminer une méthode permettant de représenter le plus fidèlement possible le comportement d'une connexion tout en étant relativement efficace au niveau des calculs.

3. Modéliser les excentricités

Il faut déterminer une méthode permettant de tenir compte de l'excentricité induite par le boulonnage sur une seule aile.

4. Programmer un pré-processeur

Il faut programmer un pré-processeur pour faciliter l'entrée de données dans le logiciel d'éléments finis.

5. Programmer la méthode

Il faut programmer une analyse de flambement linéaire dans le logiciel d'éléments finis afin d'obtenir les charges critiques de flambement élastique et le mode associé. Ensuite, pour plusieurs modes, il faut détecter la membrure qui flambe et calculer sa résistance avec une courbe de flambement en fonction de l'élancement.

6. Valider expérimentalement la méthode

Il faut valider la procédure développée en étant en mesure de prédire avec une bonne précision la résistance ultime et le mode de rupture de 12 pylônes testés jusqu'à la ruine. Il s'agit d'essais provenant de la base de données expérimentale de RTE, le gestionnaire du réseau électrique français. Les quatre types de pylône étudiés sont le H2, le F88, le A4 et le J4.

Le mémoire débute par une revue de la littérature pour exposer les avancées existantes dans le domaine. Ensuite, les techniques de modélisation retenues ainsi que l'explication de la méthode de calcul développée sont présentées. La section suivante traite de la validation expérimentale de la procédure et de la comparaison avec les normes. Finalement, une conclusion vient résumer l'ensemble du projet et proposer des perspectives de recherche.

CHAPITRE 2

ÉTAT DE L'ART

2.1 Méthode de design

Dans la pratique actuelle, la descente de charges se fait par une analyse linéaire statique, c'est-à-dire que le matériau reste dans le domaine élastique et que les déplacements et les déformations restent petits. Les pylônes sont modélisés par un treillis en trois dimensions dont les connexions sont concentriques et parfaitement rotulées ce qui fait que les membrures ne sont soumises qu'à des efforts axiaux. Les barres de contreventements secondaires (*redundants*) ne sont donc pas chargées et il est donc usuel de ne pas les inclure dans l'analyse [23]. Elles sont dimensionnées empiriquement afin qu'elles aient suffisamment de résistance et de rigidité pour empêcher le flambement des membrures qu'elles supportent. Un des inconvénients résultant de l'utilisation d'éléments barre dans le modèle est la présence de mécanismes qui rendent la structure instable [27]. En effet, il n'y a pas suffisamment de degrés de liberté bloqués pour empêcher les mouvements de corps rigide ce qui rend la matrice de rigidité singulière. Pour y remédier, il faut utiliser des membrures *dummy* qui ne sont pas réellement présentes mais qui stabilisent certains degrés de liberté. Ces éléments doivent avoir une très faible rigidité comparée aux autres membrures afin de ne pas attirer d'efforts. Leur poids propre doit également être minimal pour ne pas ajouter de charge morte. Cette procédure rallonge le travail des concepteurs et augmente le risque d'erreur. Une autre alternative pour éviter les instabilités est l'utilisation d'éléments poutre pour les membrures continues.

Une fois que les forces agissant dans les différentes membrures sont connues, il suffit de déterminer la résistance des cornières. La rupture d'une membrure en compression peut être de deux natures, soit par plastification du matériau pour les sections trapues (très rare), ou par flambement pour les membrures élancées. Ce dernier peut être élastique si la contrainte demeure inférieure à la limite élastique ou inélastique si une partie de la section s'est plastifiée. La méthode des longueurs effectives est habituellement utilisée pour prendre en compte ces instabilités. Cette méthode consiste sommairement à isoler chaque élément de la structure et à augmenter ou diminuer son élancement en le multipliant par un coefficient K qui est fonction de ses conditions limites (rotulée ou encastree). Les codes de design des pylônes comme l'ASCE 10-97 et l'EN 50341-1:2012 modifient l'élancement

non seulement en fonction de la raideur en rotation des joints mais également en fonction des excentricités. Ensuite, avec ce nouvel élanement, les différents guides de conception de structures en acier proposent des courbes de flambement pour déterminer la capacité des membrures en tenant compte des effets inélastiques (c'est-à-dire une plastification d'une partie de la section aux endroits possédant des contraintes résiduelles en compression et donc une perte de rigidité) ainsi que de la perte de résistance causée par les contraintes résiduelles et les défauts de rectitude initiaux. De telles courbes provenant de l'ASCE 10-97 et de l'EN 50341-1:2012 sont présentées à la figure 2.1 (avec λ représentant le coefficient d'élanement normalisé, σ_r la résistance en compression et F_y la limite élastique).

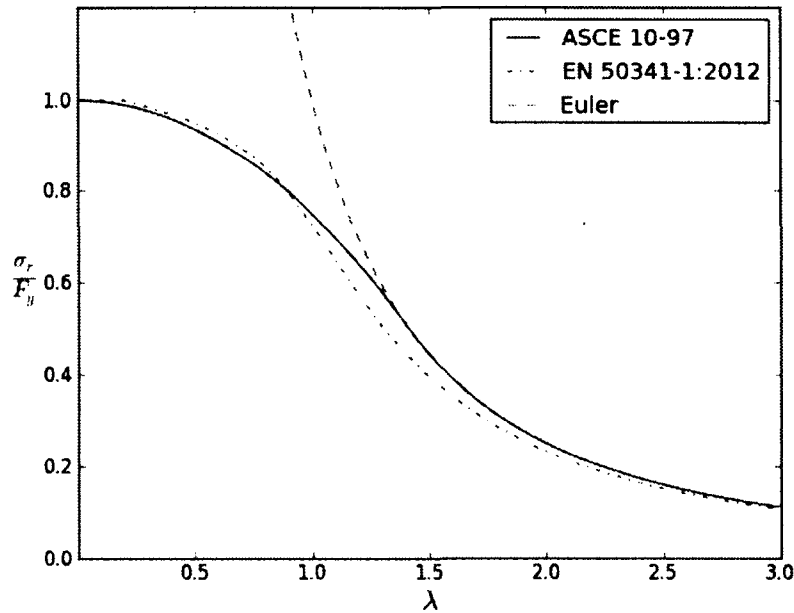


Figure 2.1 Courbes de flambement

Ces méthodes de conception donnent des résultats pas toujours très proches de l'expérience notamment en raison de l'utilisation d'éléments barre pour modéliser le pylône et des conditions aux limites difficiles à déterminer. Pour améliorer la précision des analyses, une voie de recherche serait d'évaluer la stabilité des barres à l'intérieur du pylône par calcul.

2.2 Modélisation des cornières

2.2.1 Moments secondaires dans les membrures

Avant de déterminer quel type d'élément fini est le mieux adapté pour modéliser les cornières, il faut analyser et comprendre les efforts en jeu. Premièrement, on se rappelle que les cornières sont des éléments particuliers dont le centre de gravité n'est pas situé sur la section transversale (voir figure 2.2). Aussi, dans le cas des pylônes, il est usuel de boulonner les cornières sur une seule aile [23]. Comme illustrée sur la figure 2.2, la ligne d'action de l'effort se retrouve ainsi excentrée dans les deux axes par rapport au centre de gravité si le boulon n'est pas au centre de l'aile. Cela aura pour effet d'induire des moments biaxiaux dans la membrure.

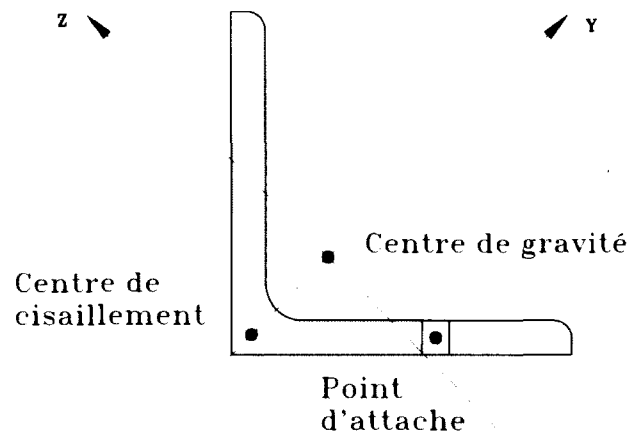


Figure 2.2 Position du centre de gravité et du point d'attache d'une cornière

En second lieu, contrairement à l'hypothèse voulant que les membrures se rencontrent en un seul point, il y a souvent une certaine excentricité au niveau des connexions pour faciliter la mise en place ou simplement dû aux tolérances d'assemblage et de fabrication. Enfin, la rigidité des connexions engendre des moments puisque l'hypothèse du treillis voulant que les connexions soient rotulées n'est généralement pas respectée. Les moments ainsi induits sont loin d'être négligeables. En effet, plusieurs essais pleine échelle sur des pylônes réalisés sur une période de 14 ans démontrent clairement que le moment de flexion

peut avoir autant d'importance que l'effort axial dans le design des membrures [25]. On voit donc que l'utilisation d'éléments barres pour la modélisation n'est pas vraiment adéquate pour ce type de structure.

2.2.2 Les éléments finis les plus courants

Même si lors de la conception, la modélisation se fait principalement avec des éléments barres (voir fig 2.3) à un degré de liberté (DDL) par nœud qui ne peuvent reprendre que des efforts axiaux, il existe plusieurs autres types d'éléments finis. Sans entrer dans les détails, voici les plus communs :

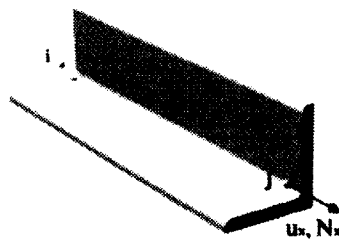


Figure 2.3 Élément barre (tiré de [27])

- Élément poutre (voir fig 2.4)

Il s'agit de l'élément le plus utilisé dans le domaine du génie civil. Il prend en compte les efforts de flexions dans les deux axes X et Y ainsi que la torsion pure. S'il reprend également des charges axiales, on parle alors de poutre-colonne qui possède 6 DDL par nœud. L'élément poutre le plus simple est la poutre d'Euler-Bernouilli qui considère que les sections initialement planes restent planes et perpendiculaires à l'axe neutre après déformation. Pour les poutres dont la dimension longitudinale n'est pas très importante en comparaison à la dimension transversale, cette hypothèse n'est plus vraie car les déformations en cisaillement deviennent trop grandes. Il faut alors utiliser un élément poutre de Timoshenko qui tient compte de ces déformations par des hypothèses cinématiques simplifiées. Pour encore plus de précision, la poutre de Vlassov ajoute un DDL par nœud pour prendre en compte le gauchissement.

- Élément poutre multifibre (voir fig 2.5)

La section de la membrure est divisée en un nombre fini de fibres qui possèdent une cinématique d'ensemble simplifiée de type poutre. Cela est particulièrement intéressant pour modéliser des poutres en béton armé qui sont constituées de deux matériaux (acier et béton). Il s'agit d'un compromis intéressant entre l'élément poutre et l'élé-

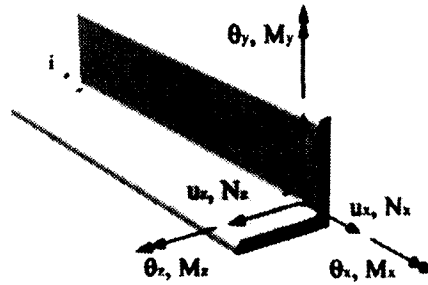


Figure 2.4 Élément poutre (tiré de [27])

ment volumique. Il permet de simuler le comportement non linéaire des éléments avec les avantages des hypothèses simplificatrices des poutres d'Euler-Bernouilli.

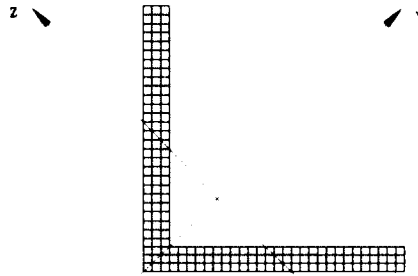


Figure 2.5 Élément poutre multifibre

- Éléments 2D

Ces éléments sont utilisés pour la modélisation de structures minces courbes ou non dont l'épaisseur est petite comparée aux autres dimensions, typiquement dans un rapport qui ne dépasse pas 1/10. Ils sont divisés en deux sur l'épaisseur par un feuillet moyen ce qui permet de calculer les inconnues variant linéairement dans l'épaisseur de l'élément. Si l'élément est plan et ne supporte que des charges perpendiculaires au feuillet moyen (comme une dalle supportant des charges verticales), on parle alors d'élément plaque (voir figure 2.6). Lorsqu'il s'agit d'un problème en contraintes planes et que l'élément n'est chargée que dans son plan (comme les murs de refend ou les diaphragmes), on parle alors d'élément membrane (voir figure 2.7). Finalement, en présence des deux chargements précédents simultanément, il s'agit d'élément coque. Ce dernier a la particularité de pouvoir être courbe dans l'espace et est donc considéré comme un élément $2\frac{1}{2}$ D.

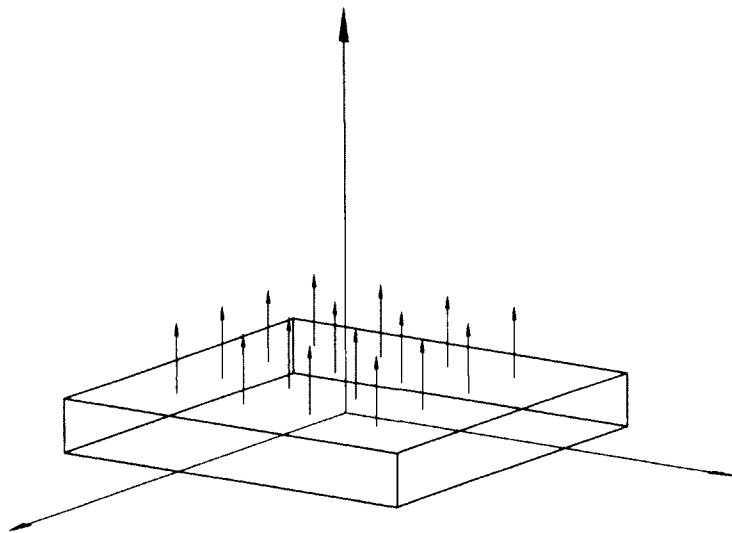


Figure 2.6 Élément plaque

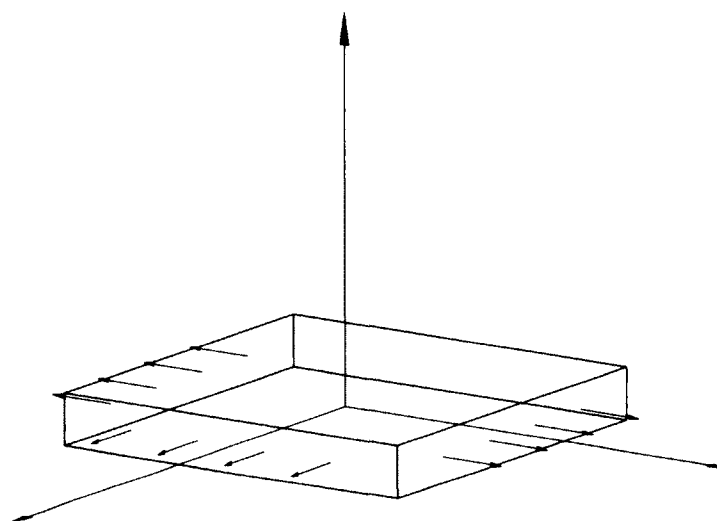


Figure 2.7 Élément membrane

2.2.3 Éléments finis proposés pour les pylônes dans la littérature

Al-Bermani et Kitipornchai [2] proposent d'utiliser un élément poutre-colonne asymétrique à parois minces [16]. L'énergie potentielle totale de cet élément est formulée en incluant la non-linéarité géométrique ce qui permet de dériver la matrice de rigidité géométrique. Les déformations en cisaillement et le gauchissement sont négligés. L'élément est validé en prédisant la charge ultime et la déformée de problèmes de flambement dont la solution analytique est connue.

Rao et Kalyanaraman [23] ont comparé trois modèles d'éléments finis pour prédire la rupture de cornières simples en compression. Dans le premier, ils utilisaient six éléments poutres-colonnes standards. Le second modèle était composé d'éléments hybrides, c'est-à-dire que le centre de la membrure (20% de la longueur) était modélisé en coque alors que le reste était en poutre-colonne (voir figure 2.8). Cela permettait de bien suivre la progression de la plastification qui surviendra au centre, dans la zone de rotule plastique, et le voilement local qui en résultera. Le dernier modèle était, quant à lui, composé entièrement de coques. C'est ce dernier qui s'est avéré le plus près des résultats obtenus expérimentalement. Il demandait cependant beaucoup de temps de calcul à cause du grand nombre de DDL. Seuls les deux premiers modèles ont donc été retenus pour modéliser des cadres contreventés. Les analyses sur ces derniers indiquent que le modèle utilisant de simples poutres-colonnes se comparait très bien aux résultats des tests et qu'il y a avait peu de différences avec le modèle 2.



Figure 2.8 Éléments hybride poutre-coque (tiré de [23])

Silva *et al.* [27] ont également comparé entre eux les résultats (contraintes dans les membrures, déplacements, moments aux connexions, fréquences naturelles et facteurs de charge de flambement) de trois types de modélisation de tours de télécommunication, soit des éléments barres seuls, des éléments poutres seuls et finalement un hybride incluant les deux précédents (les membrures jambes ainsi que les contreventements principaux sont modélisés par des éléments poutres alors que les contreventements secondaires le sont par des éléments barres). En se basant sur leurs analyses numériques seulement, ils considèrent que le modèle mixte donne les résultats les plus réalistes. En effet, les contreventements se-

condaires ne reprennent pas beaucoup de moment car la connexion n'a souvent qu'un seul boulon (donc rotulée) et ils ont une faible rigidité en flexion. Aussi, l'utilisation d'éléments poutres pour la structure principale élimine le besoin d'éléments *dummy* pour prévenir les mécanismes comme c'était le cas pour le modèle en treillis. La modélisation de toute la structure en éléments poutres aurait pour effet de surestimer la charge critique de flambement car les connexions sont considérées comme rigides.

Lee et McClure [19] ont développé leur propre élément poutre à section en L dans [18] permettant de tenir compte des grandes déformations élastoplastiques mais ne considérant pas le gauchissement et l'ont implanté dans le logiciel d'éléments finis ADINA. L'élément est calibré en effectuant des analyses en grandes déformations sur des cornières encastrées et en comparant les résultats avec une modélisation coque. Il requiert moins d'effort de calcul qu'un élément coque tout en offrant une précision équivalente si au moins 7 points d'intégration de Gauss par aile de cornière sont utilisés.

En résumé, il semble y avoir un consensus entre les chercheurs sur l'utilisation d'éléments poutres pour modéliser les cornières dans un pylône plutôt que les éléments barre. Les éléments 2D, quant à eux, ne conduisent pas à des résultats beaucoup plus précis et alourdissent les calculs.

2.3 Modélisation des connexions

2.3.1 Glissement des boulons

Les trous dans les barres sont souvent percés plus grands que le diamètre des boulons (environ 2 mm de plus) de façon à faciliter l'assemblage. Il y a donc possibilité de glissement lorsque la structure est soumise à un chargement. Kitipornchai *et al.* [15] proposent deux modèles pour inclure le glissement des boulons dans l'analyse (voir figure 2.9). Dans le premier, ils considèrent que, lorsque la force dans la membrure dépasse une certaine limite P_s , un glissement d'une certaine valeur Δ_s a lieu instantanément ce qui a pour effet d'augmenter (membrure en traction) ou de diminuer (membrure en compression) la longueur de l'élément. Le second modèle, de type Ramberg-Osgood, suggère plutôt un glissement continu en fonction de la déformation axiale de l'élément. Les deux modèles n'ont pas été validés par des essais expérimentaux puisque le but était de déterminer l'effet des glissements sur le comportement de la structure. Les simulations numériques effectuées par les auteurs démontrent que la prise en compte du glissement des boulons rend la structure

plus flexible ce qui influence sa déflexion mais a toutefois très peu d'effet sur la capacité ultime.

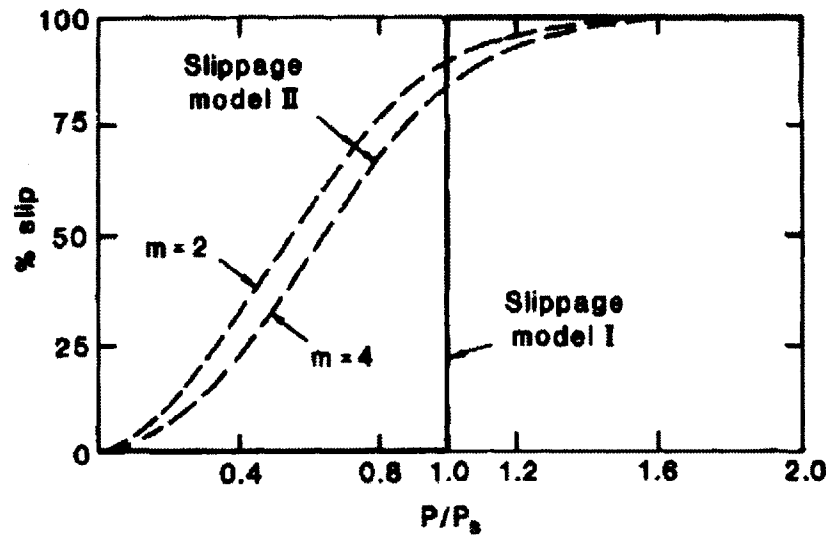


Figure 2.9 Modèles de glissement des boulons (tiré de [15])

Ungkurapinan *et al.* [30] indiquent que le glissement se produit à de très faibles charges (environ $10 \text{ kN} \times \text{nb. de boulons}$) et qu'il dépend de plusieurs facteurs dont la charge appliquée, le nombre de boulons, la présence de corrosion, l'état de surface (galvanisée ou non) et la méthode de serrage des boulons (type *bearing* ou *friction*). Ils ont testé 36 connexions composées de deux cornières galvanisées boulonnées entre elles par une aile en faisant varier le nombre de boulons de 1 à 4. Chaque boulon était serré avec un couple de 114 kN.m . Pour un trou de 1.6 mm plus grand que le diamètre du boulon, les glissements observés étaient de 0.85 mm . En se basant sur leurs résultats expérimentaux, ils avancent un modèle idéalisé qui donne la déformation totale du joint selon la charge (voir figure 2.10). Dans la première phase, il y a transfert de l'effort par friction et déformation élastique de la membrure jusqu'au glissement (déplacement sans augmentation de la charge). Ensuite, l'effort est transmis par le boulon s'appuyant sur la paroi du trou et il y a déformation élastique de la membrure jusqu'à la plastification du trou. Les auteurs présentent des expressions mathématiques pour déterminer la relation charge-déformation dans ces différentes phases selon le nombre de boulons. Il serait ainsi possible de créer une matrice de rigidité pour la connexion qui serait attribuée à un élément discret.

Jiang *et al.* [13] ont comparé des modèles numériques prenant en compte le glissement des boulons avec les résultats d'essais expérimentaux sur deux pylônes à treillis. Ils reprennent la méthode d'Ungkurapinan et l'intègrent dans leur modèle. Pour ce faire, ils utilisent six ressorts non linéaires à chaque extrémité des membrures avec des rigidités en translation

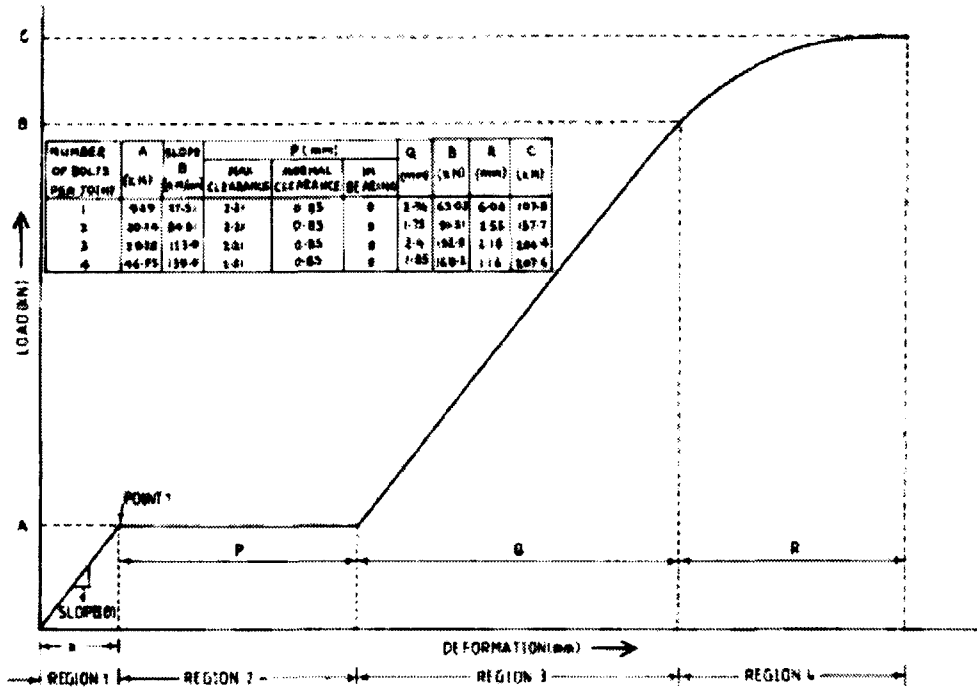


Figure 2.10 Courbe force-déplacement idéalisée pour une connexion (tiré de [30])

et en rotation selon les trois axes (X,Y et Z). La rigidité axiale K_x est déterminée à partir de la figure 2.10 alors que les autres sont considérées parfaitement rigide sauf le cas où il y a un seul boulon, la rigidité en rotation autour de l'axe du boulon est alors nulle (rotulé). Ils en arrivent à la conclusion que les effets du glissement sur la déflexion sont importants et ceux sur la capacité ultime dépendent de l'intensité des forces verticales et du mode de rupture.

2.3.2 Rigidité en rotation des connexions

Il est intuitif de considérer qu'une connexion à un seul boulon ne transmet pas de moment autour de l'axe du boulon. Cela est cependant moins évident pour les autres directions ou lorsque la connexion comprend plusieurs boulons. La considération de cette raideur en rotation est essentielle car il est probable qu'elle aura une très grande influence sur la résistance au flambement des membrures élancées et donc de la résistance ultime de la structure. En effet, en considérant le calcul de la charge critique d'Euler pour une cornière seule selon la méthode de la longueur effective, on utilise un coefficient K de 1 pour une connexion rotulée et de 0,5 dans le cas d'une connexion parfaitement encastree. Selon la relation

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} \quad (2.1)$$

la charge critique serait donc théoriquement 4 fois plus élevée avec une connexion rigide.

Al-Bermani et Kitipornchai [2] modélisent les connexions sont comme étant parfaitement rigides alors que Lee et McClure [19] et Jiang *et al.* [13] font une distinction pour les connexions à un boulon qui sont considérées parfaitement rotulées et rotulées autour de l'axe du boulon, respectivement. Tous concluent qu'il est très important de poser des hypothèses réalistes quant à la rigidité en rotation des connexions pour ne pas surestimer ou sous-estimer la résistance au flambement de la structure. Malheureusement, peu d'études sont disponibles pour bien définir la rigidité d'une connexion.

Rao et Kalyanaraman [23] avancent que la force concentrée des boulons engendre des déformations locales dans l'aile des cornières ce qui augmente la flexibilité du joint. Ils ont donc évalué deux types de connexions, soit une complètement rigide et l'autre flexible. Pour cette dernière, ils ont modélisé deux paires de cornières (90x90x8 avec 45x45x3 et 45x45x3 avec 45x45x3) se rejoignant à une connexion avec des éléments coques telles qu'illustrées à la figure 2.11. Les boulons sont quant à eux modélisés avec des éléments barre. Cela a permis de déterminer la rigidité en rotation des joints perpendiculairement à l'axe des boulons. Elle a ensuite été intégrée dans la modélisation par l'utilisation d'éléments poutres avec une rigidité de flexion équivalente qui joignait le centre de gravité des deux cornières. Il en ressort que le modèle flexible se rapproche davantage des résultats des tests sur des cadres contreventés en K.

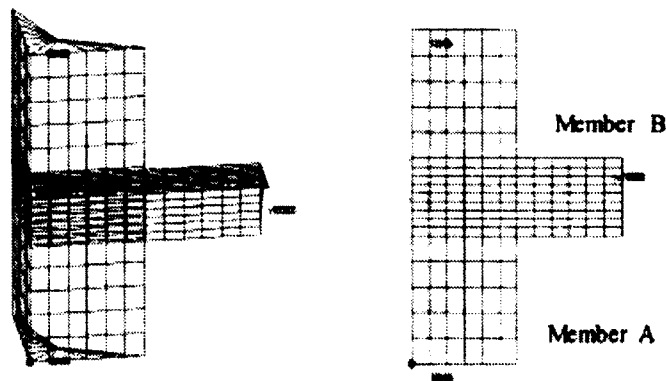


Figure 2.11 Modèle de connexion flexible (tiré de [23])

2.3.3 Loi de comportement non linéaire de *Code_Aster*

Les développeurs du solveur par éléments finis *Code_Aster* ont développé une loi de comportement (*ASSE_CORN*) afin de décrire le comportement non linéaire des assemblages de cornières de pylônes boulonnées sur une seule aile [24]. Elle tient compte à la fois du

glissement des boulons et de la rigidité en rotations des connexions autour de l'axe des boulons grâce à une relation force/déplacement et une relation moment/rotation. Ces relations sont unidirectionnelles ce qui signifie que le chargement ne doit pas être cyclique. Les quatre autres degrés de liberté sont régis par un comportement linéaire élastique. Comme on peut le voir sur la figure 2.12, on distingue deux phases qui représentent des mécanismes différents. Tout d'abord, le frottement et le glissement jusqu'à la butée (le

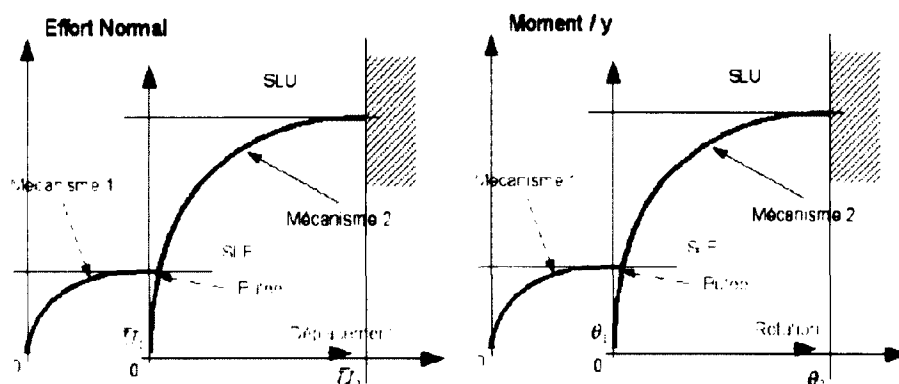


Figure 2.12 Mécanismes d'assemblage en effort normal et moment (tiré de [24])

moment où le cisaillement des boulons est initié). Ensuite, la plastification de l'assemblage jusqu'à la ruine par cisaillement des boulons ou déchirement des pinces, selon la conception. Cette loi de comportement requiert 12 paramètres qui peuvent être obtenus soit de manière théorique ou, plus précisément, par des essais en laboratoire.

Si des essais expérimentaux sur des connexions sont disponibles, cette loi de comportement est bien adaptée pour tenir compte du glissement des boulons et de la rigidité en rotation des connexions.

2.3.4 Excentricité des connexions

Comme abordé dans la section 2.2.1, les cornières sont souvent boulonnées sur une seule aile ce qui crée une excentricité et donc, des moments. Il ne s'agit donc plus d'un problème de bifurcation car une déformation en flexion va apparaître dès qu'un effort axial sera appliqué [31]. L'effet sur la résistance est plus important pour de faibles élancements, c'est-à-dire lorsque le coefficient d'élancement normalisé λ est inférieur à $\sqrt{2}$ comme le propose l'EN 50341-1:2012. Pour tenir compte de ces excentricités, les concepteurs de pylônes ont développé une méthode empirique qui consiste à modifier l'élancement. Une alternative plus précise serait de les modéliser et ensuite d'utiliser une équation d'interaction entre l'effort axial et les moments. Plusieurs avenues sont possibles pour effectuer cette modélisation.

Rao et Kalyanaraman [23] proposent d'utiliser un élément rigide pour relier le centroïde des cornières à connecter avec la ligne d'action des boulons et un élément poutre pour modéliser le boulon. La figure 2.13 illustre cette méthode. Kang *et al.* [14] décident plutôt de transformer les propriétés de la section des cornières par rapport au point d'attache. Finalement, Lee et McClure [19] peuvent considérer l'excentricité directement dans la formulation de leur élément poutre à section en L présenté dans la section 2.2.3 grâce aux paramètres \bar{s}_k et \bar{t}_k qui sont utilisés pour définir la position de la ligne de référence longitudinale dans le système de coordonnées naturelles.

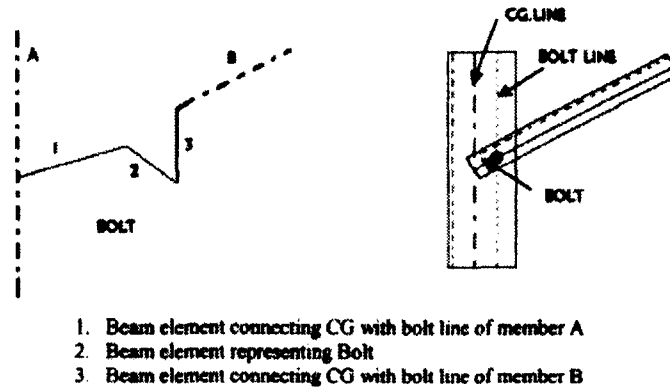


Figure 2.13 Modèle considérant l'excentricité de la connexion (tiré de [23])

2.4 Analyse de stabilité

Étant donné que la rupture en compression des pylônes est pratiquement toujours causée par flambement plutôt que par la plastification complète de la section, il est primordial de bien prendre en compte la stabilité de la structure. Il faut arriver à déterminer la charge pour laquelle la matrice de rigidité tangente K , qui est la somme de la matrice de rigidité matérielle K_M et géométrique K_G , devient singulière. Trois alternatives sont possibles pour y parvenir, soit une analyse de flambement linéaire dite d'Euler, une analyse de flambement linéaire sur matrices de raideurs réactualisées ou un *pushover* sur la structure prédéformée.

2.4.1 Analyse de flambement linéaire

La première méthode permet de calculer la charge critique de flambement théorique d'une structure linéaire élastique sans défaut initial et est l'équivalent de la méthode d'Euler présentée dans les différents codes de design. Elle se base sur l'hypothèse que les déplacements avant le flambage sont négligeables ce qui fait que la géométrie initiale et courante

sont confondues. Puisqu'on utilise une théorie de petits déplacements, la matrice de rigidité tangente K servant à la résolution de l'équation $F = Ku$ du calcul linéaire statique néglige la contribution de la matrice K_G . La matrice K_M peut alors être évaluée dans la configuration de référence et la matrice K_G est proportionnelle à un paramètre de contrôle λ_G . Cette méthode s'applique donc particulièrement dans le cas des structures rigides qui résistent aux charges axialement plutôt que par flexion ce qui implique qu'elles subissent peu de déplacement avant le flambement. Les charges critiques de flambement élastique ainsi que les modes de flambement associés sont obtenues en résolvant un problème aux valeurs propres généralisé qui a la forme suivante :

$$[K_M - \lambda_G K_{G0}]\phi = 0 \quad (2.2)$$

où K_M est la matrice de rigidité matérielle de la structure évaluée à la configuration de référence, K_{G0} est la matrice de rigidité géométrique évaluée à la configuration de référence, λ_G est le vecteur des valeurs propres qui représentent les facteurs de charge de flambement et ϕ est la matrice des vecteurs propres qui représentent les modes de flambement. Puisque la matrice de rigidité géométrique est fonction de l'état de contraintes dans les membrures, il sera donc nécessaire de procéder d'abord à un calcul linéaire statique sous l'effet d'un chargement P . Il est usuel d'appliquer une charge unitaire sur la structure afin que le facteur de flambement donne directement la charge critique de flambage. Bien qu'il existe autant de valeurs propres que de degrés de liberté, en pratique la plus petite valeur propre λ_G est retenue comme facteur de flambement. Si ce dernier est supérieur à 1, cela signifie que la charge P appliquée est inférieure à la charge critique de flambement alors que s'il est inférieur à 1, la structure a déjà flambée. Il s'agit ensuite de multiplier la valeur de la charge P appliquée par le facteur de flambement pour obtenir la charge causant le flambement élastique de la structure.

$$P_{cr} = \lambda_G P \quad (2.3)$$

Les modes de flambement, quant à eux, ne sont que des déplacements relatifs et sont habituellement normalisés à 1. Ils permettent de visualiser la forme de la structure lors du flambement mais l'amplitude et le signe des déplacements n'ont pas de signification réelle.

À cause de sa simplicité et de sa rapidité, cette méthode est très utilisée dans plusieurs branches du génie. Certaines restrictions viennent toutefois limiter son applicabilité [5] :

1. Le chargement doit être conservatif (il ne s'agit pas d'une force suiveuse, elle garde sa direction malgré la déformation de la structure) ;

2. Il doit y avoir flambement par bifurcation symétrique (la branche de solution secondaire doit avoir une pente nulle à son intersection avec la branche de solution fondamentale) ;
3. Les déplacements pré-flambement doivent être petits ;
4. Les matériaux doivent être élastiques ;
5. Le chargement ne doit pas être une fonction non linéaire du déplacement ;
6. La structure ne doit pas être sensible aux imperfections.

2.4.2 Analyse de flambement linéaire sur matrices de raideurs réactualisées

Il est possible d'élargir l'application de l'analyse de flambement linéaire mais les limitations 1 et 2 doivent toujours être respectées. L'astuce consiste à mettre à jour la configuration de référence dans un calcul non linéaire incrémental réduisant ainsi les déplacements pré-flambement. Il s'agit alors d'une analyse de flambement linéaire sur matrices de raideurs réactualisées qui permet d'intégrer les non-linéarités matérielle (loi de comportement du matériau), des conditions limites (glissement des boulons et rigidité en rotation des connexions) et géométrique (grands déplacements et grandes rotations) sur la structure sans défaut initial. Contrairement au cas linéaire où la matrice K_M est constante et seule la matrice K_G varie proportionnellement au chargement, lorsque des non-linéarités sont présentes, les matrices de rigidité (K_M et K_G), et donc la charge critique, sont différentes selon le niveau de sollicitation. Il n'est donc plus possible d'appliquer simplement une charge unitaire. Il faut augmenter la charge jusqu'à ce que le facteur de charge critique λ_G soit égal à 1 pour le mode considéré, signifiant que la charge appliquée à cet instant est la véritable charge critique P_{cr} .

Si les non-linéarités géométriques doivent être considérées, le problème à traiter est différent car la matrice de rigidité tangente servant à la détermination des déplacements (et donc des contraintes) est maintenant la somme de la matrice K_M et de la matrice K_G . Il faudrait alors résoudre un problème aux valeurs propres non linéaire ce qui s'avère coûteux en temps de calcul. Il n'est cependant pas indispensable de connaître la solution exacte de ce problème. En effet, si la matrice K est connue pour une certaine charge appliquée, il suffit de déterminer le signe des éléments sur sa diagonale. Pour ce faire, il est possible

de résoudre le problème aux valeurs propres suivant

$$(K - \lambda_G I)\phi = 0 \quad (2.4)$$

afin de savoir quelle valeur doit être retranchée à la diagonale de K pour respecter l'équation. Lorsque la plus faible des valeurs propres (en valeur absolue) est négative, cela signifie qu'un des termes de la diagonale de K est négatif et qu'il y a eu une instabilité entre ce moment et celui où elle était positive. Le facteur λ_G n'est plus un coefficient multiplicateur du chargement adimensionnel comme dans le cas des petits déplacements. En effet, contrairement à la méthode précédente où toutes les valeurs propres et leur vecteur propre associé rendent la matrice K singulière, un couple propre qui respecte l'équation 2.4 ne rend pas la matrice K singulière et n'a aucune signification physique sauf lorsque λ_G tend vers zéro. La charge appliquée lorsque λ_G passe par zéro serait donc la charge critique de flambement élastique.

2.4.3 *Pushover*

Les imperfections et les non-linéarités empêchent la structure d'atteindre la charge théorique déterminée avec l'analyse de flambement linéaire qui représente donc une limite supérieure. Pour un calcul plus réaliste, il faut faire le suivi d'une solution instable en effectuant une analyse statique non linéaire en grands déplacements en augmentant la charge appliquée par petit incrément jusqu'à ce que la convergence de la solution ne soit plus possible car la matrice de rigidité tangente devient singulière. Il est possible de considérer les non-linéarités géométrique, matérielle et des conditions limites ainsi que la présence d'imperfection.

Il est nécessaire d'introduire un défaut de rectitude dans les membrures pour initier le flambement, sans quoi elles vont simplement se plastifier. Par exemple, prédéformer la structure selon l'allure du premier mode de flambement mis à l'échelle proportionnellement à une faible amplitude (comme 10% de l'épaisseur de la section ou un défaut géométrique de $L/1000$ habituellement rencontré dans la pratique) afin de s'assurer qu'elle bifurquera bien sur ce mode. Ce dernier peut provenir d'un simple calcul de flambage d'Euler. L'alternative moins économique au niveau du temps de calcul, mais plus précise, consiste à effectuer cette analyse sur les matrices de rigidité réactualisées qui tiennent compte de toutes les non-linéarités introduites dans le modèle. À l'approche de la charge critique, la matrice de rigidité tangente devient singulière et peut causer des problèmes de convergence. Il faut donc réduire l'incrément de charge et augmenter le nombre maximal d'itérations.

2.5 Limites de la modélisation

Peu importe le degré de précision de l'analyse, il reste toujours difficile de déterminer exactement la capacité de toutes structures. Effectivement, plusieurs phénomènes ne peuvent être contrôlés comme par exemple les défauts de fabrication inhérents à la construction du pylône. Plus évident encore, la variation des propriétés physique (limite élastique et module d'élasticité) et géométrique (dimensions de la section et défauts initiaux) des membrures. Aussi, le processus de laminage induit des contraintes résiduelles dans la membrure. Il est donc inutile de tenter d'être plus précis que la moins précise des données.

Adluri et Madugula [1] ont mesurés la valeur et la distribution des contraintes résiduelles de 26 cornières laminées à chaud ainsi que les défauts initiaux de 50 cornières. Les défauts initiaux sont en moyenne égaux à $L/1760$ et ils suggèrent donc d'utiliser la même valeur qui est utilisée pour les membrures en acier en général, soit $L/1500$. Pour ce qui est des contraintes résiduelles, une valeur maximale de $0,25F_y$ a été déterminée et la distribution est présentée sur la figure 2.14. Ces paramètres affectent particulièrement la résistance des pièces de longueur intermédiaire (coefficient d'élancement normalisé λ approximativement compris entre 0.5 et 1.0).

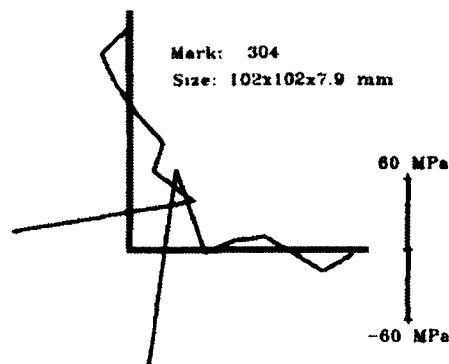


Figure 2.14 Distribution des contraintes résiduelles sur une cornière (tiré de [1])

CHAPITRE 3

MODÉLISATION

3.1 Outils informatiques

La sélection d'outils informatiques adéquats est d'une importance capitale puisque le cœur du projet porte sur la modélisation et les analyses numériques. Les logiciels devaient être « *open source* » pour rendre la procédure disponible le plus largement possible. Aussi, le solveur devait permettre de réaliser des analyses de flambement linéaire. Deux logiciels français ont ainsi été retenus. Tout d'abord, *Salome* sert au pré-traitement et au post-traitement des simulations numériques. Il permet de dessiner la géométrie, de faire le maillage et de visualiser les résultats. Ensuite, *Code_Aster* est un solveur basé sur la théorie de la mécanique des milieux continus utilisant la méthode des éléments finis. Le code source étant libre, il ne s'agit donc pas d'une « boîte noire » comme la plupart des logiciels commerciaux. Il a été développé par EDF (Électricité de France) pour permettre l'étude des composants de matériels ou de machine utilisés dans le domaine de la production (centrales nucléaires) et du transport (pylônes) d'électricité.

3.2 Cornières

Le choix du type d'élément fini utilisé pour modéliser les cornières est basé principalement sur deux arguments. Tout d'abord, l'idée derrière la méthode proposée est de se limiter au flambement global de la structure et de tenir compte du flambement local d'après les codes de design en réduisant l'aire ou la limite élastique F_y . Ensuite, les barres sont élancées, c'est-à-dire que deux dimensions (largeur et hauteur) sont petites devant la troisième (longueur). Pour ces raisons, les éléments poutre sont retenus ce qui simplifie et accélère les calculs.

Il existe plusieurs théories possibles pour décrire la cinématique de ces éléments (Euler-Bernouilli, Timoshenko, Vlassov,...) mais sachant que les cornières sont des poutres à section transversale mince et à profil ouvert pour lesquelles le gauchissement est important, l'élément `POU_D_TG` (poutre droite de Timoshenko avec gauchissement) à 7 DDL de *Code_Aster* a été choisi. On considère que la torsion est gênée et c'est pourquoi le degré de liberté en gauchissement `GRX` des poutres est bloqué au niveau des assemblages. Cela

a pour effet d'engendrer des contraintes axiales non uniformes dans la poutre. L'élément permet également de prendre en compte les déformations en cisaillement. Il suffit donc de donner 11 propriétés géométriques de la section ainsi que l'orientation des axes principaux d'inertie dans l'espace pour modéliser les cornières. Ces tâches sont colossales vu le grand nombre de barres mais un pré-processeur a été développé afin de simplifier et d'automatiser le processus d'assignation des propriétés et d'orientation des axes.

3.3 Connexions boulonnées

Comme mentionné précédemment, les connexions boulonnées ont une très grande influence sur le comportement des structures à treillis mais sont aussi très complexes à analyser. Une modélisation détaillée des goussets et des boulons serait trop complexe et fastidieuse pour un pylône entier. Heureusement, la taille des connexions est faible en comparaison de celle de la barre qu'elle connecte. C'est pourquoi, comme dans la modélisation des ossatures de bâtiments, le comportement de l'assemblage peut être condensé en un seul point. Des éléments discrets (DIS_TR) de taille nulle affectés sur des mailles à deux nœuds superposés et six DDL par nœud sont donc utilisés pour modéliser les connexions. Ces éléments doivent être orientés en prenant l'axe X selon l'axe de la barre connectée, l'axe Y selon l'axe des boulons et l'axe Z qui complète le système d'axes locaux. La figure 3.1 représente la modélisation simplifiée d'une connexion.

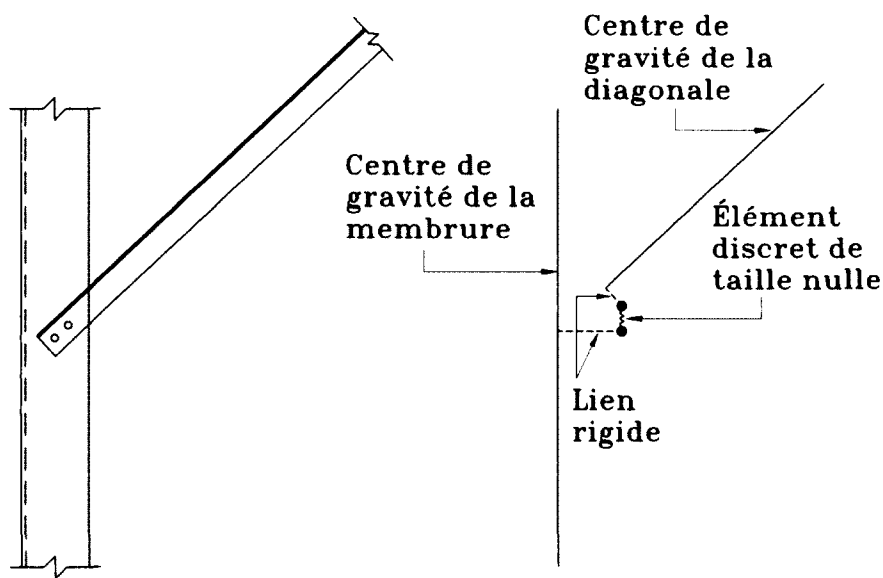


Figure 3.1 Modèle structural d'un assemblage réel

Puisque le logiciel *Code_Aster* propose une loi de comportement non linéaire pour traiter les connexions, il aurait été intéressant de l'utiliser. Cependant, par souci de simplicité et par manque de validation expérimentale sur les multiples paramètres de la loi, il a été décidé d'utiliser une loi de comportement linéaire élastique pour les six DDL. Le glissement des boulons et la ruine de l'assemblage ne peuvent donc pas être considérés. La matrice de rigidité de l'élément discret, présentée ci-dessous, est diagonale et correspond aux trois degrés de liberté en translation et en rotation.

$$K = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_y & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_z & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{rx} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_{rx} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & k_{ry} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_{ry} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{rz} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_{rz} \\ -k_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -k_y & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_y & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -k_z & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -k_{rx} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{rx} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -k_{ry} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{ry} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_{rz} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{rz} \end{bmatrix}$$

On fait donc l'hypothèse qu'il n'y a pas de couplage entre les degrés de liberté. Les rigidités élastiques en translation (k_x , k_y et k_z) sont considérées comme infiniment rigides (1E+10 N/m) alors que celles en rotation sont déterminées par une modélisation volumique de la connexion. Il y a cependant deux exceptions :

- les contreventements en croix (voir figure 3.2) sont considérés comme ne transmettant que les degrés de liberté en translation à leur intersection ;
- les connexions entre les membrures jambe sont considérées comme parfaitement rigide à cause de la présence de goussets à l'extérieur et de couvre-joints (cornière de section inférieure à celle de la membrure jambe) à l'intérieur.

Pour les modélisations volumiques, les cornières secondaires et les goussets sont modélisés en entier. Ensuite, le but étant de condenser dans l'élément discret l'effet de la flexibilité de l'aile de la cornière principale sans inclure sa rigidité en torsion, seule une des ailes de la cornière est donc modélisée et des conditions limites de déplacements nuls sont imposées sur trois des quatre faces du pourtour. Les boulons sont quant à eux modélisés avec des

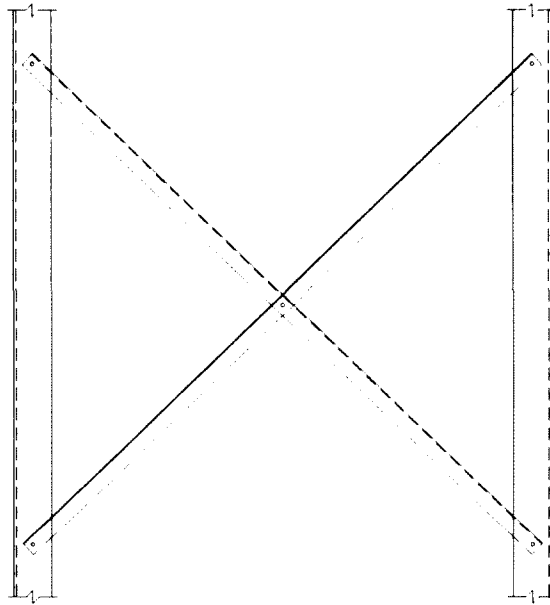


Figure 3.2 Contreventements en croix

éléments poutre de section circulaire. La prétension est appliquée par changement de température pour obtenir environ 35% de F_u comme contrainte axiale, ce qui correspond approximativement à la condition du « *snug-tight* » [17]. Les trous ont le même diamètre que les boulons et il n'y a donc pas de glissement possible.

Une fois la connexion modélisée, des moments de mêmes amplitudes que ceux présents dans la barre lors de la rupture du pylône sont appliqués à tour de rôle par l'entremise d'un effort tranchant à l'extrémité de la cornière secondaire (sauf pour le moment de torsion qui est appliqué directement). Ces moments sont ensuite divisés par la rotation mesurée au centre de gravité de la connexion pour obtenir la rigidité autour des axes locaux. Dans ces analyses, on suppose que tous les matériaux restent dans le domaine élastique et que les déplacements ainsi que les déformations sont petits. Il n'y donc que la non-linéarité due au contact entre les éléments (cornières, goussets) qui est prise en compte.

Cette procédure est appliquée sur différentes configurations de connexions présentes dans les pylônes provenant de la base de données expérimentale de RTE et qui seront utilisés comme validation de la méthode dans le chapitre 5 (pylônes H2, F88, A4 et J4).

Connexions rotulées

Les connexions à un seul boulon sont considérées rotulées (rigidité nulle en rotation) autour de l'axe du boulon et possèdent une rigidité élastique autour des deux autres axes. Il s'agit d'une connexion très répandue dans les pylônes et elle peut avoir plusieurs configurations selon l'angle et l'épaisseur des cornières ainsi que le diamètre du boulon. Plutôt que de

calculer des rigidités spécifiques pour chaque connexion à un boulon, quelques-unes d'entre elles sont analysées pour en tirer des rigidités moyennes qui seront utilisées pour toutes les connexions de ce type.

Trois paires de barres sont ainsi analysées avec un angle de 0° et de 45° . On suppose que le boulon est situé au centre de l'aile des cornières. La pince longitudinale est de 20 mm pour un boulon de 12 mm et de 26 mm pour un boulon de 16 mm. Les cornières mesurent toutes 1 m de longueur. Les figures 3.3 et 3.4 illustrent un exemple de ces connexions avec les deux angles testés.

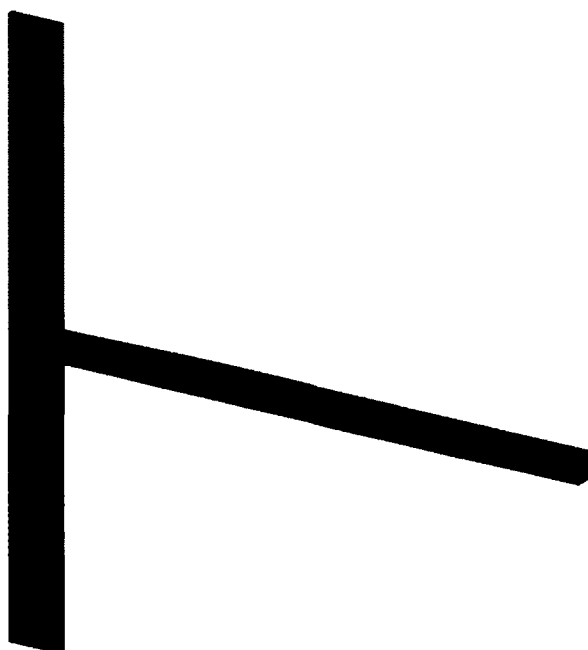


Figure 3.3 Connexion à un boulon (angle 0°)

L'effort tranchant appliqué est de 195 N et le moment de torsion est de 1 N·m. La rigidité dépend évidemment de la direction de l'application de la force perpendiculaire. En effet, un effort qui permet à la cornière secondaire de s'appuyer sur la cornière principale va engendrer une rigidité plus grande que si l'effort tend à les décoller. Dans la majorité des cas, un chargement axial dans une barre secondaire va créer un moment dû à l'excentrement du point d'attache par rapport au centre de gravité. Lorsqu'il s'agit d'un effort de compression, ce moment aura tendance à faire fléchir la barre en l'éloignant de la cornière principale peu importe de quel côté elle est connectée. Puisque la méthode développée ne concerne que les ruptures par flambement, la rigidité retenue est celle calculée en considérant un effort tranchant hors plan. Les résultats sont résumés dans le tableau 3.1. On constate que

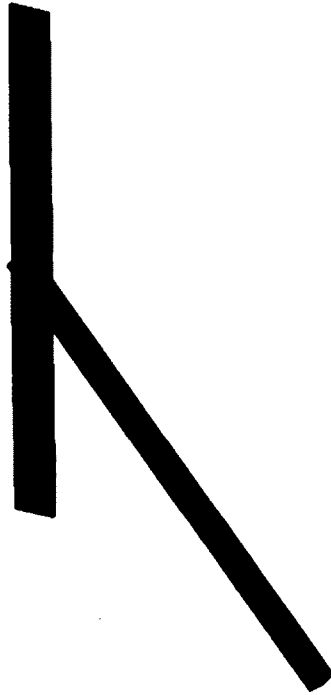


Figure 3.4 Connexion à un boulon (angle 45°)

la rigidité varie peu. La moyenne des rigidités en torsion k_{rx} est de 9.07E+03 N·m/rad alors que la moyenne des k_{rz} est de 1.80E+04 N·m/rad.

Tableau 3.1 Rigidité des connexions rotulées

Cornière principale	Cornière secondaire	ϕ boulon (mm)	Angle (degré)	k_{rx} (N·m/rad)	k_{rz} (N·m/rad)
L70x70x7	L50x50x5	16	0	1.19E+04	2.08E+04
L70x70x7	L50x50x5	16	45	9.56E+03	2.22E+04
L90x90x9	L40x40x4	12	0	8.59E+03	1.19E+04
L90x90x9	L40x40x4	12	45	8.75E+03	1.30E+04
L150x150x15	L70x70x5	16	0	7.73E+03	2.07E+04
L150x150x15	L70x70x5	16	45	7.87E+03	1.95E+04

Connexions particulières

Si la rupture se produit dans les membrures, il n'est pas nécessaire de modéliser les connexions des autres barres ce qui permet de gagner beaucoup de temps dans la modélisation du pylône. Cependant, lorsque la rupture a lieu dans une diagonale à plusieurs boulons, les connexions sont déterminantes et doivent être modélisées, particulièrement lorsque λ est supérieur à $\sqrt{2}$.

Pour le pylône H2, les deux connexions d'une diagonale qui a flambé lors des essais ont été modélisées. La première, présentée à la figure 3.5, est constituée de deux cornières se-

condaires (L45x45x4.5) connectées par deux boulons de 12 mm sur une cornière principale (L45x45x4.5) par l'entremise d'un gousset de 6 mm d'épaisseur. Les moments appliqués sont de 453 N·m autour de l'axe des boulons, 721 N·m autour de l'axe de l'aile verticale de la cornière secondaire et de 10 N·m en torsion. Les rigidités obtenues pour ces sollicitations sont de $2.34\text{E}+04$ N·m/rad pour k_{rx} , $9.05\text{E}+04$ N·m/rad pour k_{ry} et $1.15\text{E}+04$ N·m/rad pour k_{rz} . Ces rigidités sont également utilisées comme rigidité de base pour toutes les connexions composées de deux boulons et plus.

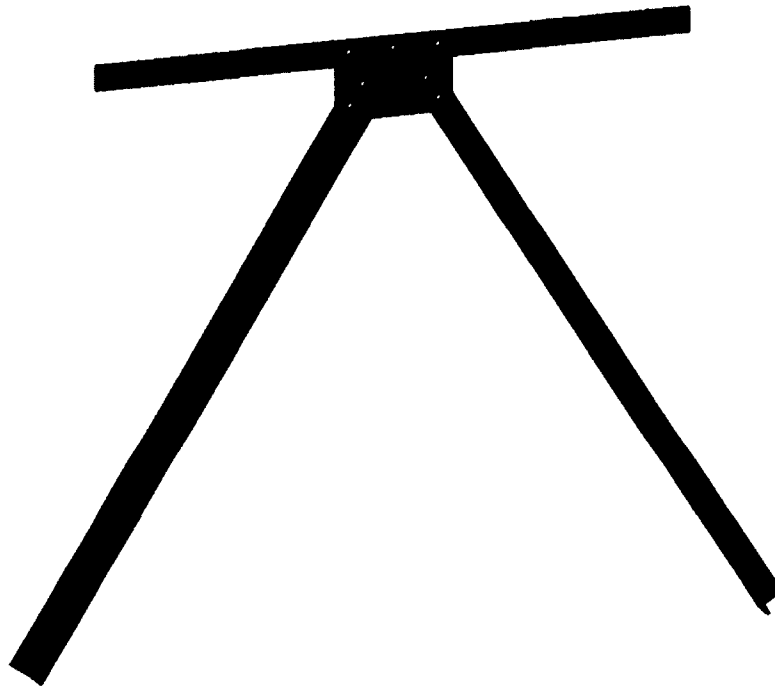


Figure 3.5 Connexion d'une diagonale du pylône H2

La seconde, illustrée sur la figure 3.6, possède aussi deux cornières secondaires (L45x45x4.5) connectées par deux boulons de 12 mm sur une cornière principale (L90x90x9) par l'entremise d'un gousset de 6 mm d'épaisseur. Contrairement au cas précédent, il y a un boulon sur le gousset et un boulon directement sur l'aile de la cornière principale ce qui devrait rendre la connexion plus rigide. Les moments appliqués sont de 195 N·m autour de l'axe des boulons, 252 N·m autour de l'axe de l'aile verticale de la cornière secondaire et de 7 N·m en torsion. Les rigidités obtenues pour ces sollicitations sont de $4.04\text{E}+04$ N·m/rad pour k_{rx} , $4.44\text{E}+05$ N·m/rad pour k_{ry} et $1.33\text{E}+05$ N·m/rad pour k_{rz} .

La dernière connexion, présente dans le pylône A4, est montrée sur la figure 3.7. La géométrie est très semblable à celle de la première connexion présentée. La connexion est constituée de deux cornières secondaires (L120x120x10) connectées par trois boulons de 24 mm sur une cornière principale (L70x70x5) par l'entremise d'un gousset de 20 mm d'épaisseur.

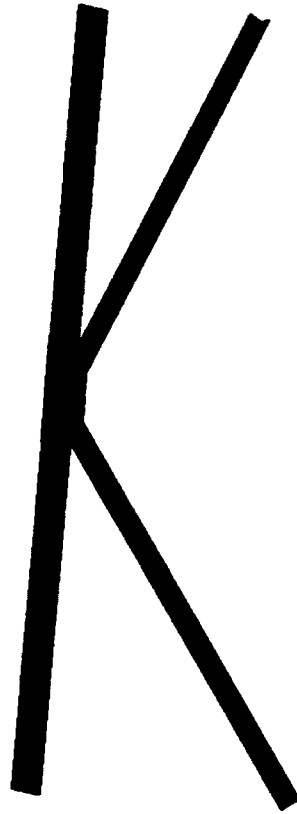


Figure 3.6 Connexion d'une diagonale du pylône H2

Les moments appliqués sont de 5780 N·m autour de l'axe des boulons, 3234 N·m autour de l'axe de l'aile verticale de la cornière secondaire et de 7 N·m en torsion. Les rigidités obtenues pour ces sollicitations sont de 4.59E+04 N·m/rad pour k_{rx} , 9.73E+05 N·m/rad pour k_{ry} et 1.66E+05 N·m/rad pour k_{rz} .

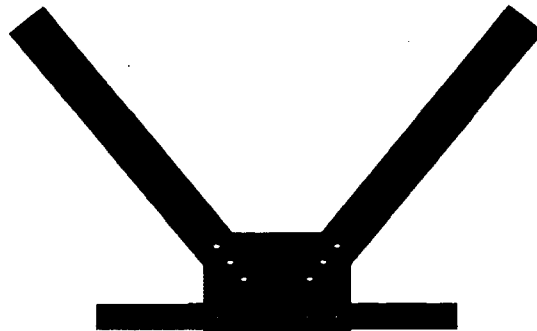


Figure 3.7 Connexion d'une diagonale du pylône A4

3.4 Excentricités

Pour la création du modèle, la silhouette du pylône est tout d'abord dessinée en trois dimensions dans un logiciel de DAO en considérant que les connexions sont concentriques, c'est-à-dire que le centre de gravité des barres se rejoignent en un point. Or, ce n'est pas le cas dans le pylône réel et les lignes représentent plutôt les lignes de trusquinage (« *bolt line* »). Pour tenir compte de la position réelle du centre de gravité, la distance entre ce dernier et le point d'attache sur la face extérieure de la cornière est calculé et un lien rigide est utilisé pour lier les deux points comme montré sur la figure 3.8. Le point d'attache est supposé être au centre de l'aile connectée. Si un gousset est présent, son épaisseur est également considérée en l'additionnant lors du calcul de la position du centre de gravité.

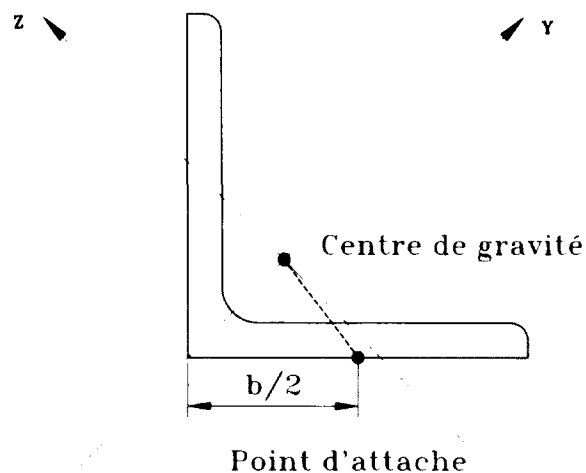


Figure 3.8 Lien rigide reliant le point d'attache au centre de gravité

Les membrures jambe et de console sont des cas spécifiques car elles sont connectées sur les deux ailes. Lors du dessin de la géométrie, ces dernières sont positionnées à l'intersection de la projection des deux points d'attache perpendiculairement aux ailes tel que montré sur la figure 3.9.

Il faudrait donc calculer la position de leur centre de gravité et, en plus, il faudrait aussi calculer la position des deux points d'attache, un sur chaque aile. Ensuite, toutes les lignes de trusquinage appartenant au plan de l'aile d'une membrure devraient être déplacées perpendiculairement à cette aile d'une valeur correspondant à la distance entre la ligne

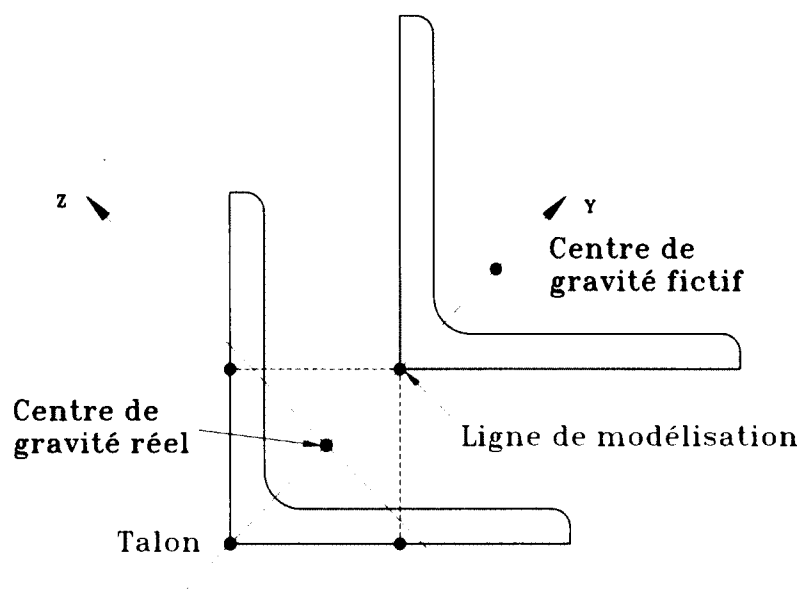


Figure 3.9 Excentrement des points d'attache par rapport au centre de gravité des membrures

de modélisation et le point d'attache. Finalement, il faudrait ajouter un lien rigide entre le point d'attache et le centre de gravité. Cette procédure est relativement complexe à mettre en place particulièrement pour les barres qui ne font pas partie des deux plans d'une membrure. Pour simplifier, on fait plutôt comme s'il n'y avait qu'un seul point d'attache et qu'il se situait sur le talon. De plus, on considère que la ligne de modélisation passe par le talon (voir figure 3.9). Il suffit alors de faire un lien rigide entre le talon et le centre de gravité et il n'est pas requis de déplacer toutes les barres du plan. Cette méthode permet de considérer les membrures jambe de section différente comme étant appuyées les unes sur les autres en faisant coïncider les talons, ce qui est le cas lors de l'érection d'un pylône.

CHAPITRE 4

MÉTHODE DE CALCUL

Une fois que le type d'élément fini est choisi et que les connexions définissant les conditions limites des membrures sont intégrées dans le modèle, il est maintenant possible de procéder au calcul de la capacité de la structure. Afin de garder la procédure aussi simple que possible, aucune non-linéarité n'a été considérée et il n'est donc pas nécessaire de réactualiser les matrices de rigidités. Le matériau est supposé linéaire élastique lorsque la charge critique est atteinte et il n'y a donc pas de redistribution des efforts dans d'autres membrures. Aussi, les pylônes sont considérés suffisamment rigides pour que les effets du second ordre géométriques puissent être négligés (les membrures redondantes ne reprennent donc pas d'efforts de stabilisation). Finalement, les moments de flexion sont présumés relativement faibles devant l'effort axial et l'équation d'interaction n'est donc pas utilisée.

La méthode développée suit la même logique que les différents codes présentés à la section 2.1 à l'exception de la méthode des longueurs effectives. Afin d'obtenir la contrainte critique de flambement élastique F_e de manière plus exacte, une analyse de flambement linéaire sur matrices initiales décrite à la section 2.4.1 est plutôt utilisée. Celle-ci permet de mieux prendre en compte les conditions limites des barres en considérant la rigidité des assemblages et en incluant la flexibilité fournie par les barres de la structure entière en fonction du cas de chargement appliqué.

La première étape dans le calcul de la capacité est d'effectuer un calcul linéaire statique avec le chargement nominal, en incluant le poids propre de la structure. Ensuite, il est possible de calculer les matrices de rigidité matérielle et géométrique et d'effectuer l'analyse de flambement linéaire. Les modes sont normalisés à 1 par rapport aux déplacements en translation. Seule la barre dont le déplacement dans un mode est égal à 1 est considérée comme ayant flambé. Il suffit de multiplier la contrainte présente dans cette barre sous le chargement nominal σ_N par le facteur de charge de flambement λ_G du mode analysé pour obtenir sa contrainte critique de flambement élastique F_e .

Connaissant F_e , la procédure prescrite dans les normes pour considérer le voilement local et pour le choix de la courbe de flambement qui tient compte du flambement inélastique, des défauts initiaux, des contraintes résiduelles et des excentricités est utilisée.

L'ASCE 10-97 [3] et l'EN 50341-1:2012 [4] sont les deux normes qui ont été utilisées pour développer et valider la méthode.

4.1 Calcul selon l'ASCE 10-97

L'utilisation d'une contrainte effective F_{cr} dépendant du ratio w/t (largeur sur épaisseur) en remplacement de F_y permet de s'assurer d'atteindre la limite élastique avant le flambement local d'une aile. Cette contrainte n'étant que très légèrement supérieure à celle du flambement en flexion-torsion des cornières à ailes égales simplement supportées, il n'y a que le flambement en flexion qui doit être vérifié.

Afin d'uniformiser la procédure entre les différents codes, le coefficient d'élancement normalisé λ qui peut être calculé d'après l'équation

$$\lambda = \sqrt{\frac{F_{cr}}{F_e}} \quad (4.1)$$

sera utilisé plutôt que l'élancement effectif $\frac{KL}{r}$. D'après l'équation d'Euler, la contrainte critique de flambement élastique peut être calculée avec l'équation

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2} \quad (4.2)$$

Les équations 4.1 et 4.2 permettent d'exprimer la courbe de flambement par les deux équations suivantes :

$$F_a = \left[1 - \frac{1}{4}\lambda^2\right] F_{cr} \quad \lambda \leq \sqrt{2} \quad (4.3)$$

$$F_a = \frac{F_{cr}}{\lambda^2} \quad \lambda > \sqrt{2} \quad (4.4)$$

La partie inélastique de la courbe provient de la formule 1P de la SSRC (Structural Stability Research Council) pour les colonnes chargées en leur centre de gravité alors que la zone élastique est la formule d'Euler. Dans la méthode développée, F_e est calculé avec l'analyse de flambement linéaire.

4.2 Calcul selon l'EN 50341-1:2012

Le ratio b/t (largeur sur épaisseur) permet d'assigner une classe à la section en lien avec le voilement local. S'il s'agit d'une classe 4 (flambement local avant d'atteindre F_y), il faut

utiliser une aire efficace réduite A_{eff} en fonction de l'élancement des plaques λ_p composant la cornière pour le calcul du coefficient d'élancement normalisé

$$\lambda = \sqrt{\frac{F_y}{F_e} \cdot \frac{A_{eff}}{A}} \quad (4.5)$$

et pour le calcul de la résistance

$$N_{b,Rd} = \chi A_{eff} F_y \quad (4.6)$$

L'élancement des plaques donne une information intéressante pour la détermination du mode de rupture d'une cornière. En effet, même s'il s'agit d'une classe 4, le flambement global peut survenir avant le flambement local si son élancement λ est plus grand que λ_p .

Tout comme l'ASCE 10-97, il n'y a que le flambement en flexion qui doit être vérifié puisque le flambement en flexion-torsion est couvert par l'utilisation de l'aire efficace. Le coefficient d'élancement normalisé λ est calculé selon l'équation 4.1 ou 4.5, selon la classe. La courbe de flambement peut être décrite par l'équation suivante :

$$N_{b,Rd} = \chi A F_y \quad (4.7)$$

avec le facteur de réduction χ calculé ainsi

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda^2}} \quad \text{mais} \quad \chi \leq 1 \quad (4.8)$$

où

$$\phi = 0,5 \times [1 + \alpha \times (\lambda - 0,2) + \lambda^2] \quad (4.9)$$

Le facteur d'imperfection α de l'équation 4.9 doit être égal à 0,13 pour correspondre à la courbe a_0 de l'ECCS. Cette courbe est très près de celle calculée pour des cornières chargées au centre de gravité avec une imperfection initiale de $L/1000$ sans contrainte résiduelle.

4.3 Excentricités

Comme expliqué dans la section 3.4, les excentricités aux extrémités des barres sont bien prises en compte dans le modèle. Elles ont donc un effet sur le calcul de la contrainte critique de flambement élastique. Pour considérer les moments dus à ces excentricités dans le calcul de la capacité de la barre, le coefficient d'élancement normalisé λ est modifié de

façon empirique comme les normes le proposent. Cela évite de devoir utiliser l'équation d'interaction entre les moments et l'effort axial mais a comme désavantage que l'effet des excentricités sur la résistance en compression est évalué en double.

Donc, lorsque λ est plus petit ou égal à $\sqrt{2}$, on le modifie selon l'équation du cas 3

$$\lambda_{eff} = 0,5 + 0,65\lambda \quad (4.10)$$

ou du cas 4

$$\lambda_{eff} = 0,71 + 0,65\lambda \quad (4.11)$$

de la norme EN 50341-1:2012 selon l'axe de flambement prévu. Cette modification s'applique à toutes les barres à l'exception des membrures jambe et de console car elles sont chargées concentriquement. Pour mesurer l'importance de ces excentricités, on calcule tout d'abord des excentricités virtuelles en divisant les moments selon les axes géométriques par l'effort axial. Si ces dernières sont supérieures à la position du centre de gravité, l'influence des moments est non négligeable.

4.4 Facteur d'amplification des charges

La résistance σ_r de la barre maintenant connue, il est possible de calculer un facteur d'amplification $F.A.$ par rapport au chargement nominal d'un essai simplement en divisant la résistance par la contrainte appliquée puisque le problème est linéaire. Tout d'abord, il faut séparer le chargement variable (qui augmente pendant l'essai) du chargement constant (poids propre, effort constant). Effectivement, pour certains essais, les efforts verticaux et transversaux sont constants alors que les efforts longitudinaux sont progressivement augmentés jusqu'à la rupture. Le facteur d'amplification calculé concerne donc uniquement les efforts variables et est calculé comme suit :

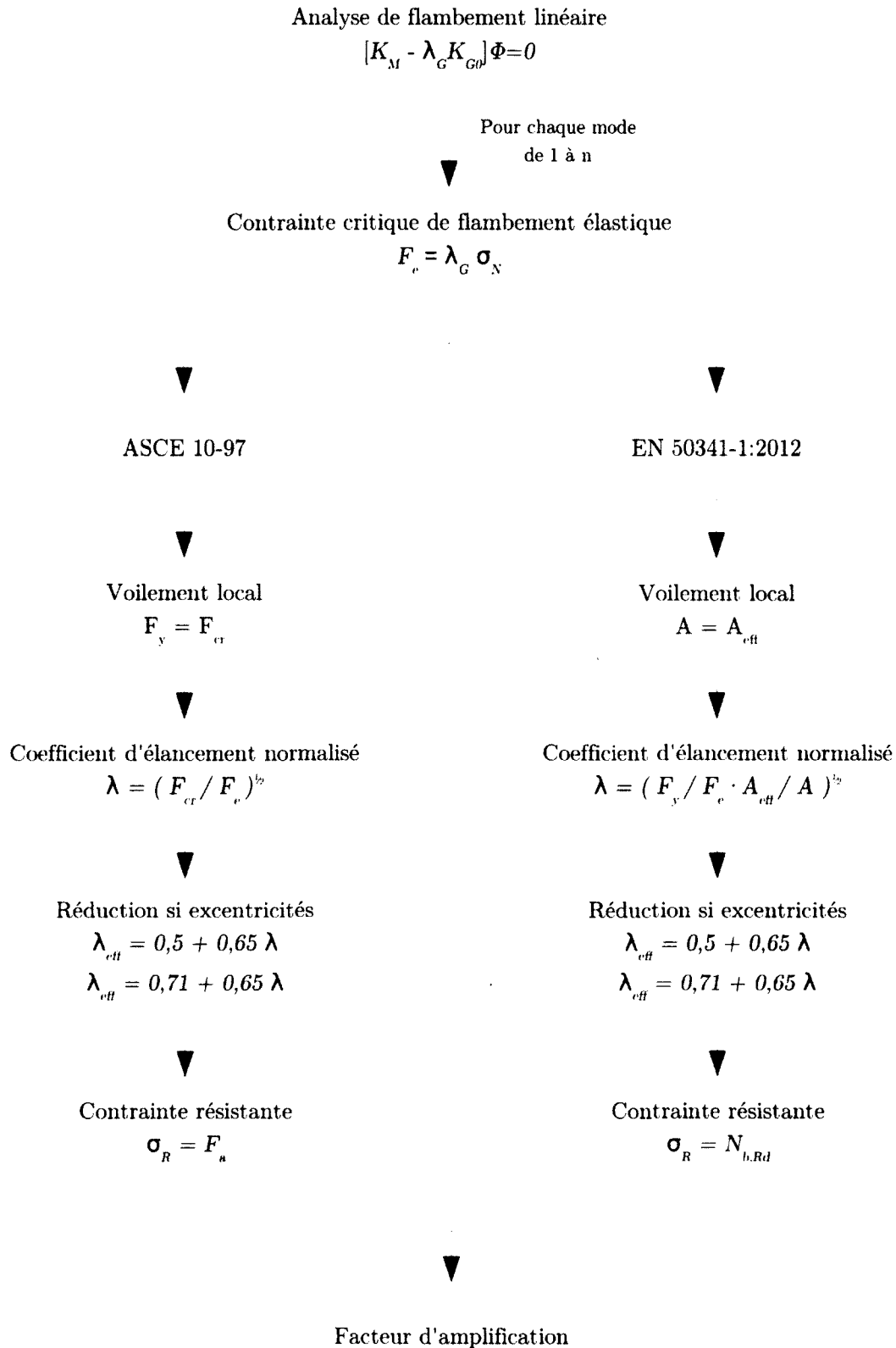
$$F.A. = \frac{\sigma_r + \sigma_c}{\sigma_v} \quad (4.12)$$

où σ_c est la contrainte due aux efforts constants (négative si compression et positive si traction) et σ_v est la contrainte due aux efforts variables (en valeur absolue).

On ne se limite pas à faire ce calcul pour le premier mode uniquement car il est possible qu'un mode supérieur qui possède une charge critique de flambement élastique plus grande soit tout de même plus critique. En effet, puisque la courbe de flambement élastique (d'Euler) est exponentielle, la valeur de F_e peut être grande mais une fois ramenée sur

la courbe de flambement inélastique, la résistance risque d'être beaucoup plus petite. Les barres avec un faible coefficient d'élancement normalisé et qui sont très chargées sont les plus susceptibles d'être problématique. Par exemple, un pylône dont le premier mode serait une diagonale avec un F_e de 139 MPa, une résistance de 128 MPa selon l'ASCE et un effort de 97 MPa aurait un facteur d'amplification de 1.32. Le 9^e mode serait une membrure jambe avec un F_e de 624 MPa, une résistance de 321 MPa selon l'ASCE et un effort de 268 MPa aurait un facteur d'amplification de 1.2.

Il y a autant de mode de flambement qu'il y a de DDL et il faudrait en théorie répéter la procédure pour différents modes jusqu'à ce que toutes les membrures aient été impliquées dans un mode de flambement. Cependant, lorsque les barres considérées comme les plus susceptibles de flamber sont incluses, il n'est pas utile d'aller plus loin. Pour les pylônes étudiés, le nombre de modes d'intérêts varie de 10 à 150. Parmi les modes considérés, celui avec le facteur d'amplification le plus faible contrôle et représente donc le mode de rupture du pylône. La charge de rupture est tout simplement déterminée en multipliant le facteur d'amplification par les charges nominales variables. Le « *flow chart* » à la figure 4.1 résume la procédure décrite dans ce chapitre.

Figure 4.1 *Flowchart* de la procédure

CHAPITRE 5

VALIDATION EXPÉRIMENTALE

Afin de valider la méthode développée, il est nécessaire de procéder à des essais expérimentaux d'envergure. RTE, le gestionnaire du réseau électrique français, a accepté de partager sa vaste base de données expérimentale. Elle contient des centaines d'essais jusqu'à la rupture sur des sections pylônes à treillis et des pylônes entiers. Parmi ceux-ci, quatre silhouettes de pylône différentes ont été retenues. Au total, 12 essais destructifs serviront de référence pour la validation de la procédure dont 7 qui atteindront la ruine par flambement d'une membrure jambe, 3 par flambement d'une diagonale et 2 par flambement d'une membrure de console. Pour chacun de ces essais, la résistance est calculée selon les normes et selon la méthode proposée pour ensuite être comparée aux résultats expérimentaux.

Quelques hypothèses conjointes aux différentes validations numériques ont été considérées. Pour l'acier, le module de Young est pris égal à 210000 MPa, le coefficient de poisson à 0.3 et la masse volumique à 7850 kg/m^3 . La limite élastique utilisée est la moyenne de celles qui ont été mesurées après l'essai sur la barre qui a flambé. Pour ce qui est du maillage, toutes les barres sont discrétisées en 10 éléments de longueur égale. Au niveau des conditions limites à la base du pylône, les translations et les rotations sont prises égales à zéro pour représenter un encastrement parfait ce qui est représentatif des conditions à la station d'essai.

5.1 Pylônes H2

La silhouette des pylônes H2NT1_Y testés est montrée sur la figure 5.1. Ces derniers sont construits avec des cornières en acier de nuance E24 possédant une limite élastique nominale de $F_{y,nom}=235 \text{ MPa}$.

5.1.1 Essai n° 1

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [29]. Le tableau 5.1 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse

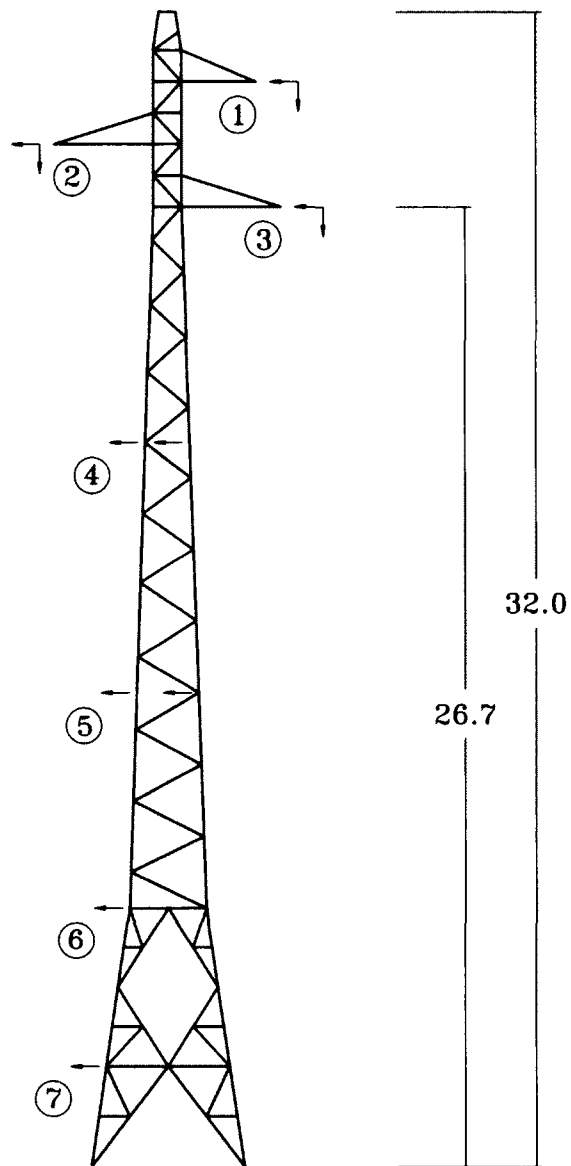


Figure 5.1 Points d'application des charges du pylône H2 (dimensions en mètre)

administrative « A » avec vent sur le fût d'après l'appellation de RTE. La figure 5.1 indique les points d'application des charges. Comme le montre la figure 5.2, la rupture se produit par flambement en flexion selon l'axe parallèle des membrures jambes 200 C de section L70x70x7 et 3100 C de section L80x80x8 au niveau de leur jonction pour un coefficient de 174,5 % du chargement spécifié. Puisque la ruine a lieu dans une barre à section variable (de L70x70x7 à L80x80x8), les calculs de résistance qui vont suivre se baseront sur une section constante de L70x70x7. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 200 C est $F_y=237$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{200-C}=170,3$ MPa au palier 169%.

Tableau 5.1 Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône H2

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1-2	422	870	0
3	422	950	0
4	0	410	0
5	0	450	0
6	0	470	0
7	0	300	0

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Pour la cornière L70x70x7, le ratio $w/t=8$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est inférieur à la limite de 13,6, donc la contrainte F_y n'est pas réduite. La longueur de flambement $L=1952$ mm, et le rayon de giration parallèle $r_x=21,2$ mm ce qui donne $L/r=92$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec la configuration c), on doit multiplier par 1,2 ce qui donne $KL/r=110,4$. La contrainte résistante $\sigma_r=154$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-1,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-95$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=160$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L70x70x7, le ratio $b/t=10$ ce qui est inférieur à la limite de 11,5, donc il ne s'agit pas d'une classe 4. La longueur de flambement $L=1952$ mm, et le rayon de giration parallèle $r_x=21,2$ mm ce qui donne $\lambda=0,98$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec la configuration d), on doit multiplier par 1,2 ce qui donne $\lambda_{eff}=1,18$. La contrainte résistante $\sigma_r=139$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal

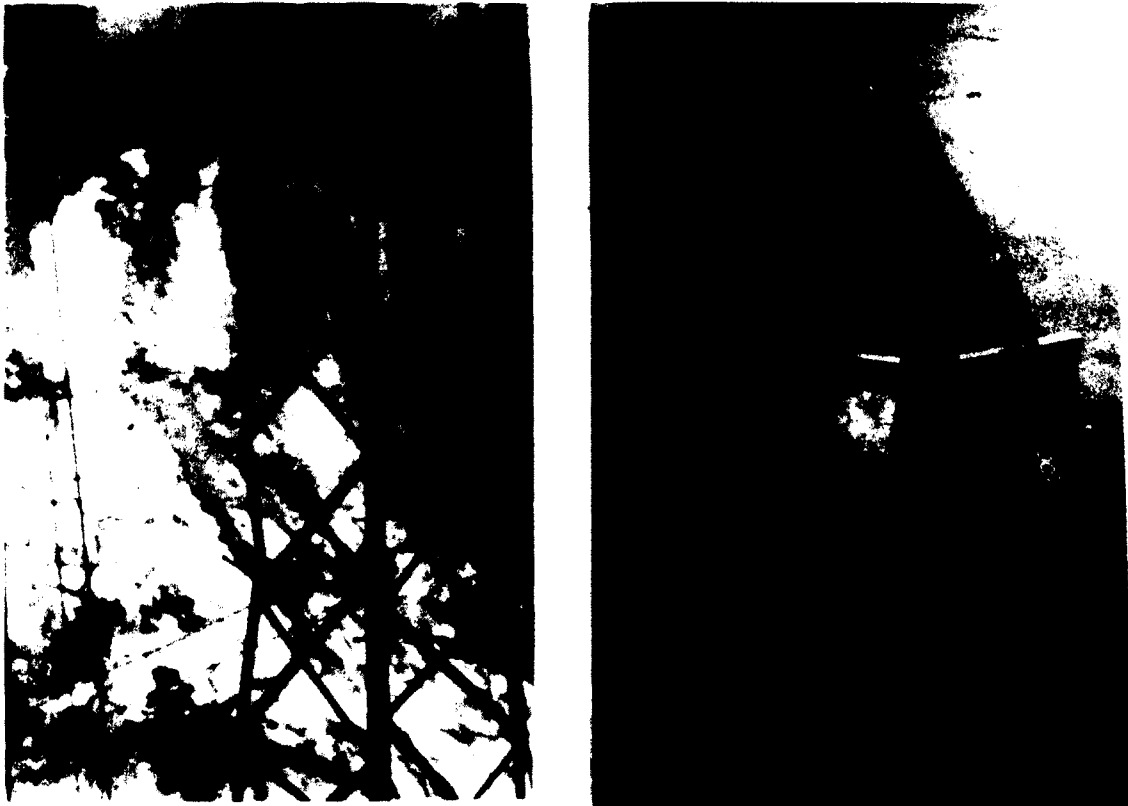


Figure 5.2 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 1 du pylône H2 (tiré du rapport d'essai [29])

$\sigma_c = -1,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v = -95$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 145$ %.

Résistance selon la méthode

Selon la courbe de flambement utilisée, le mode de rupture diffère. Pour l'ASCE, elle devrait se produire par flambement en flexion selon l'axe parallèle au 10^e mode dans la barre 200 C du fût au niveau du changement de section avec la barre 3100 C tel qu'illustré sur la figure 5.3. La contrainte critique de flambement élastique $F_e = 284$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé $\lambda = 0,91$. La contrainte résistante $\sigma_r = 187,9$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 196$ %. Les excentricités sont $e_x = 3,98$ mm et $e_y = 3,14$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 19,7 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Selon l'EN 50341-1:2012, la rupture devrait se produire dans la barre 200 E-B du fût au niveau du changement de section avec la barre 3100 E-B tel qu'illustré sur la figure 5.4. Il s'agit du 4^e mode et le facteur d'amplification $F.A. = 189$ %. La limite élastique de la barre 200 C est utilisée pour le calcul.

La rupture de la barre 200 C se produit par flambement en flexion selon l'axe parallèle au 10^e mode. La contrainte critique de flambement élastique $F_e = 284$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé $\lambda = 0,91$. La contrainte résistante $\sigma_r = 187,1$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 195$ %. Les excentricités sont $e_x = 3,98$ mm et $e_y = 3,14$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 19,7 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Observations

Le tableau 5.2 résume les résultats obtenus. La méthode avec la courbe de l'ASCE prédit exactement le bon mode de ruine alors que l'autre courbe prédit la rupture de la membrure jambe voisine. En considérant la ruine de la membrure 200 C, la résistance est surestimée d'environ 12% pour les deux courbes de flambement. Les normes seules, quant à elles, ne sont pas beaucoup plus précises mais sous-estiment à tout le moins la capacité. Il est normal que la résistance ne soit pas bien évaluée puisque les propriétés et la contrainte de la membrure 200 C uniquement sont utilisées pour les calculs alors que la membrure qui flambe est composée de deux sections.

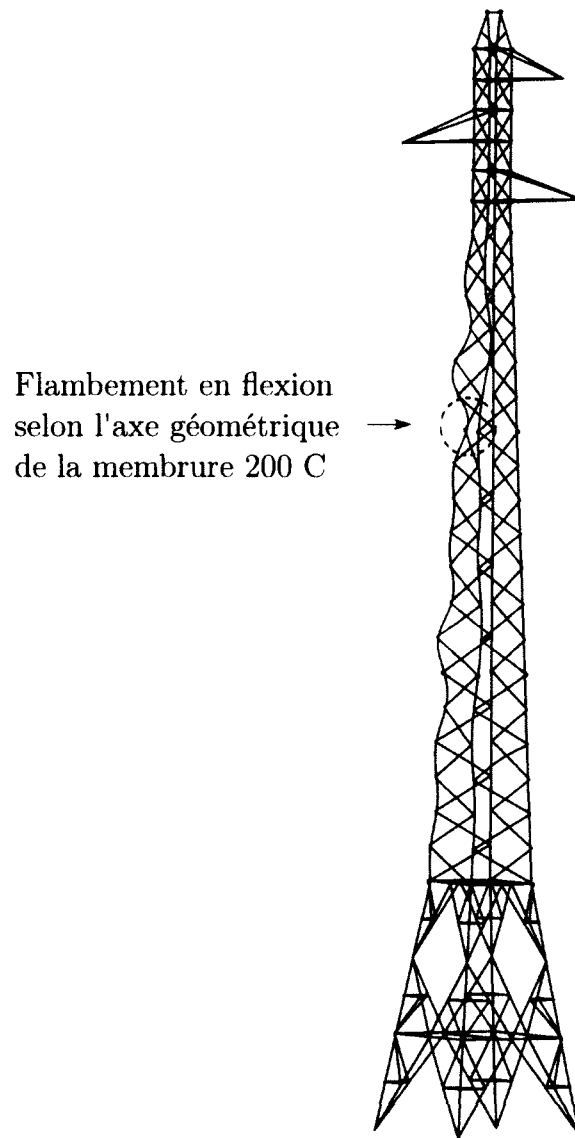


Figure 5.3 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône H2 selon l'ASCE 10-97

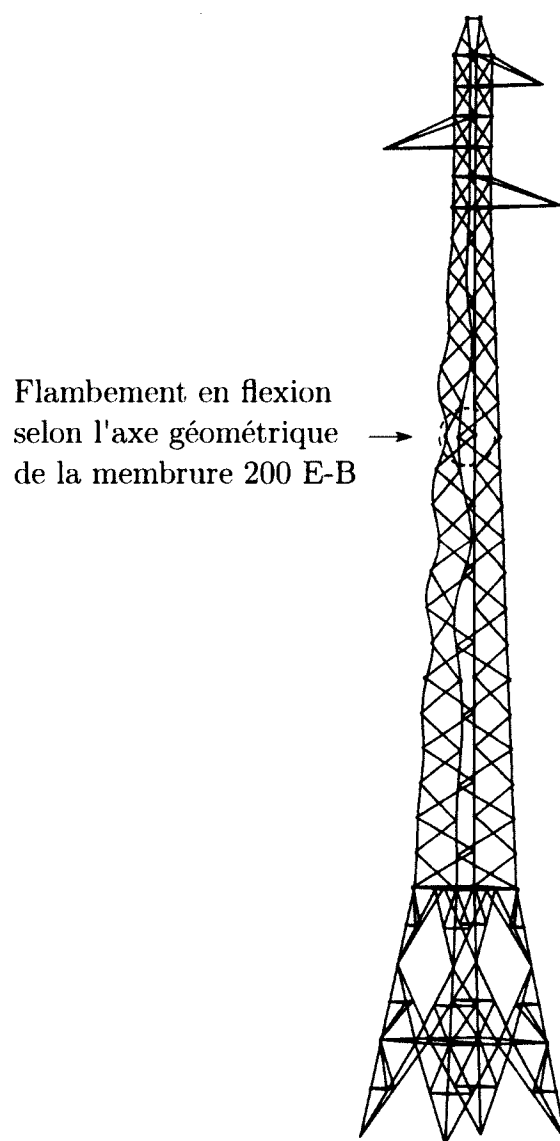


Figure 5.4 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône H2 selon l'EN 50341-1:2012

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{200-C}=161$ MPa au palier 169% alors que les jauges donnent 170,3 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc que la membrure était légèrement plus sollicitée que ce qui était prévu par l'analyse numérique.

5.1.2 Essai n° 2

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [29]. Le tableau 5.3 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse de givre dissymétrique. La figure 5.1 indique les points d'application des charges. La rupture se produit par flambement en flexion selon l'axe parallèle des membrures jambes 200 C de section L70x70x7 et 3100 C de section L80x80x8 au niveau de leur jonction pour un coefficient de 80,7 % du chargement spécifié. Puisque la ruine à lieu dans une barre à section variable (de L70x70x7 à L80x80x8), les calculs de résistance qui vont suivre se baseront sur une section constante de L70x70x7. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 200 C est $F_y=240$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{200-C}=209,7$ MPa au palier 80,7%.

Résistance selon la norme ASCE 10-97

La barre est la même que pour l'essai n° 1. En tenant compte de la limite élastique de l'essai n° 2, la contrainte F_y n'est pas réduite car la limite pour le ratio w/t est de 13,5. Ainsi, la contrainte résistante $\sigma_r=155$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-1,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-191$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=80$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

En tenant compte de la limite élastique de l'essai n° 2, il ne s'agit pas d'une classe 4 car la limite pour le ratio b/t est de 11,4. Le $\lambda=0,99$ et le $\lambda_{eff}=1,19$. Ainsi, la résistance $\sigma_r=139$ MPa. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-1,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-191$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=72$ %.

Tableau 5.2 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône H2

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
4	200 E-B	237	0.98	n.d.	n.d.	n.d.	n.d.	1.89
10	200 C	237	0.98	1.745	1.6	1.45	1.96	1.95

Tableau 5.3 Charges nominales pour l'essai n° 2 du pylône H2

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1-2	790	815	960
3	790	835	960
4	0	180	0
6	0	150	0

Résistance selon la méthode

Peu importe la courbe de flambement utilisée, la rupture devrait se produire par flambement en flexion selon l'axe parallèle au 3^e mode dans la barre 200 C du fût au niveau du changement de section avec la barre 3100 C tel qu'illustré sur la figure 5.5. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=252,1$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=0,98$. La contrainte résistante $\sigma_r=182,4$ MPa avec la courbe de flambement de l'ASCE ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=95$ % et $\sigma_r=177,7$ MPa avec la courbe de l'EN 50341-1:2012 ce qui donne $F.A.=92$ %. Les excentricités sont $e_x=3,73$ mm et $e_y=2,97$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 19,7 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Observations

Le tableau 5.4 résume les résultats obtenus. La méthode avec les deux courbes prédit exactement le bon mode de ruine. La résistance est cependant surestimée d'environ 16%. La norme ASCE seule donne un excellent résultat avec moins de 1% d'écart alors que l'EN 50341-1:2012 est environ 11% trop faible. Tout comme pour l'essai n° 1, il est normal que la résistance ne soit pas bien évaluée puisque les propriétés et la contrainte de la membrure 200 C uniquement sont utilisées pour les calculs alors que la membrure qui flambe est composée de deux sections.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{200-C}=154$ MPa au palier 80,7% alors que les jauges donnent 209,7 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc que la membrure était davantage sollicitée que ce qui était prévu par l'analyse numérique.

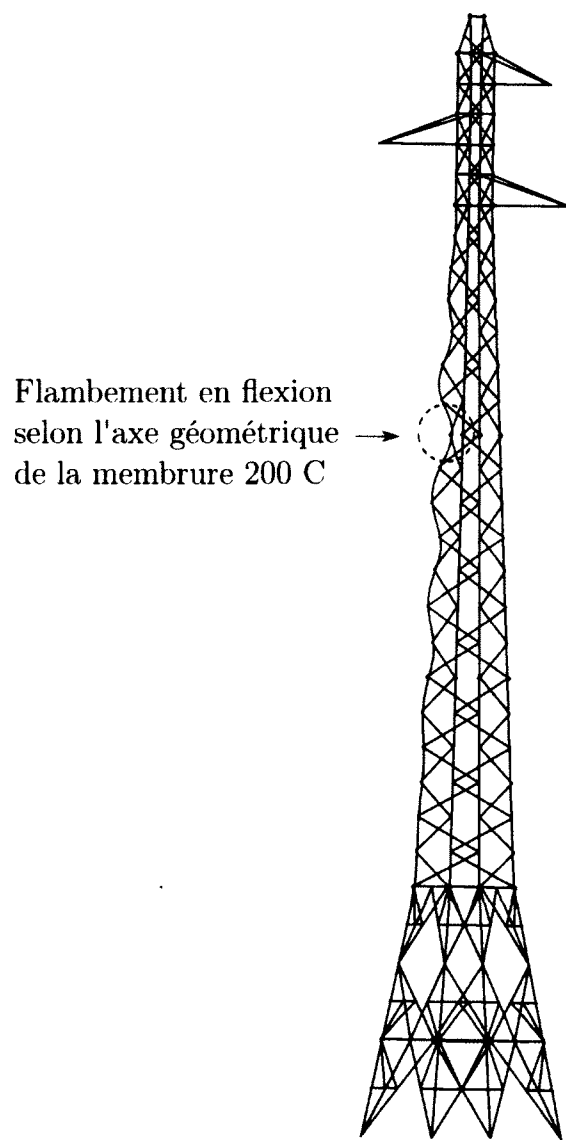


Figure 5.5 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône H2

Tableau 5.4 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône H2

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
3	200 C	240	0.99	0.807	0.8	0.72	0.95	0.92

5.1.3 Essai n° 3

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [28]. Le tableau 5.5 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse administrative « A » avec vent sur le fût d'après l'appellation de RTE. La figure 5.1 indique les points d'application des charges. Pour cet essai seulement, la tête du pylône est tournée de 180° , c'est-à-dire que les consoles 1 et 3 sont du côté gauche et la console 2 du côté droit. Comme le montre la figure 5.6, la rupture se produit par flambement en flexion selon l'axe d'inertie minimal des diagonales 5201 G-A et 5201 D-D de section L45x45x4.5 pour un coefficient de 199,2 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur ces diagonales est $F_y=318$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte dans les diagonales est $\sigma_{5201D-D}=68,4$ MPa et $\sigma_{5201G-A}=55,8$ MPa au palier 189,8%.

Tableau 5.5 Charges nominales pour l'essai n° 3 du pylône H2

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1-2	416	761	0
3	416	841	0
4	0	410	0
5	0	450	0
6	0	470	0
7	0	300	0

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Pour la cornière L45x45x4.5, le ratio $w/t=8$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est inférieur à la limite de 11,8, donc la contrainte F_y n'est pas réduite. La longueur de flambement est prise de l'extrémité de la barre jusqu'au premier contreventement, soit $L=1311$ mm, et le rayon de giration minimal $r_v=8,7$ mm ce qui donne $L/r=151$. Ce facteur est supérieur à 120 et les extrémités n'offrent pas de rigidité suffisante pour empêcher la rotation. En effet, la connexion est composée d'un boulon sur un gousset uniquement et un autre sur le gousset et la membrure. Selon la norme, pour obtenir une retenue partielle en rotation, il faudrait que les deux boulons soient sur le gousset et la membrure. On prend donc $KL/r = L/r$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=90,9$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres,

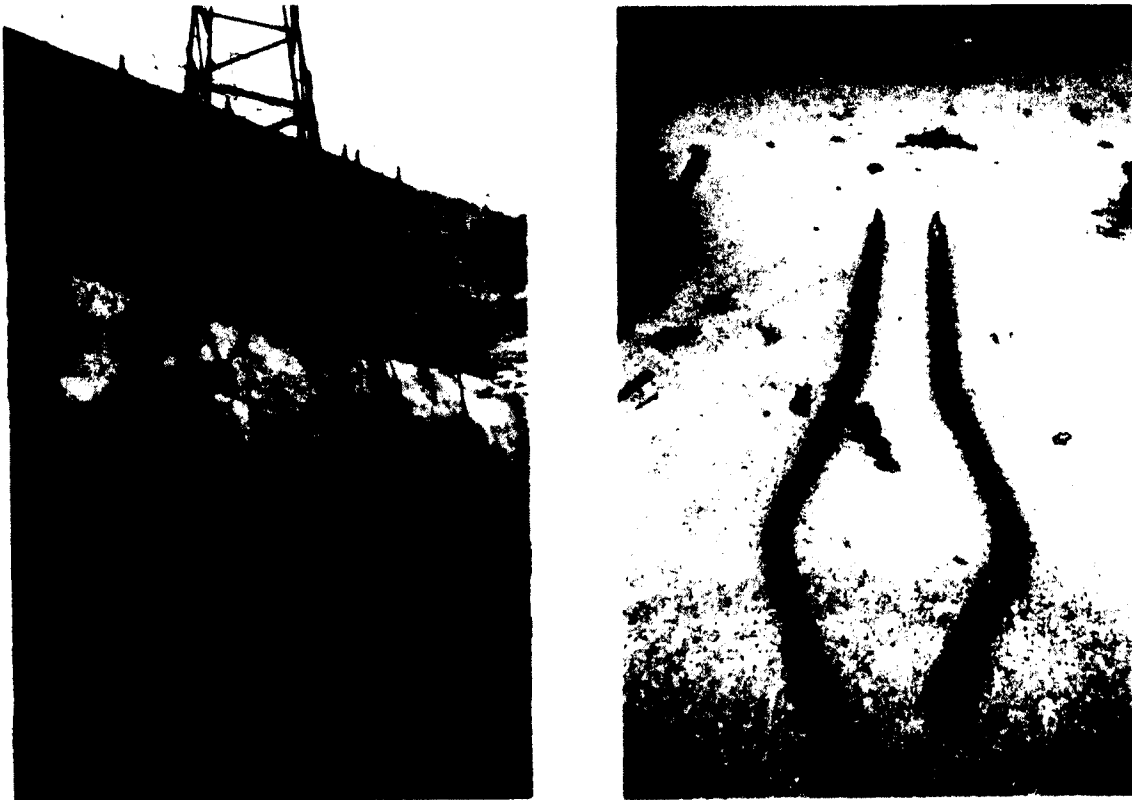


Figure 5.6 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 3 du pylône H2 (tiré du rapport d'essai [28])

la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c = -0,3$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v = -55,2$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 164$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L45x45x4.5, le ratio $b/t = 10$ ce qui est égal à la limite de 10, donc il ne s'agit pas d'une classe 4 et il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . La longueur de flambement est prise de l'extrémité de la barre jusqu'au premier contreventement, soit $L = 1311$ mm, et le rayon de giration minimal $r_v = 8,7$ mm ce qui donne $\lambda = 1,87$. Ce coefficient est supérieur à $\sqrt{2}$. Aussi, une extrémité de la barre est continue alors que l'autre possède deux boulons. Selon la norme, il faut donc prendre le cas 3 ce qui donne $\lambda_{eff} = 1,72$ et une contrainte résistante $\sigma_r = 98$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c = -0,3$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v = -55,2$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 177$ %.

Résistance selon la méthode

La méthode prédit la rupture de la membrure jambe 200 C au niveau du changement de section avec la barre 3100 C au 1^{er} mode comme montré sur la figure 5.7 pour un facteur d'amplification $F.A. = 237\%$ avec l'ASCE et $F.A. = 214\%$ avec l'EN 50341-1:2012. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 200 C lors de l'essai n° 4 est $F_y = 336$ MPa.

La rupture des diagonales se produit par flambement en flexion selon l'axe d'inertie minimal au 7^e mode et est présentée à la figure 5.8. La contrainte critique de flambement élastique $F_e = 169,6$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé $\lambda = 1,39$. La contrainte résistante $\sigma_r = 164,4$ MPa avec la courbe de flambement de l'ASCE ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 297$ % et $\sigma_r = 143,6$ MPa avec la courbe de l'EN 50341-1:2012 ce qui donne $F.A. = 260$ %. Les excentricités $e_x = 9,91$ mm et $e_y = 15,17$ mm, ce qui est supérieur à la position du centre de gravité, soit 12,6 mm. Les moments parasites sont donc significatifs.

Observations

Le tableau 5.6 résume les résultats obtenus. On constate que la méthode ne prédit pas le bon mode de rupture. En considérant seulement la résistance des diagonales, la méthode la surestime contrairement aux normes. Étant donné que λ est supérieur à $\sqrt{2}$, l'effet de la rigidité des connexions est plus important que celui des excentricités. Cela signifie que les connexions du modèle sont probablement trop rigides ce qui engendre une trop grande

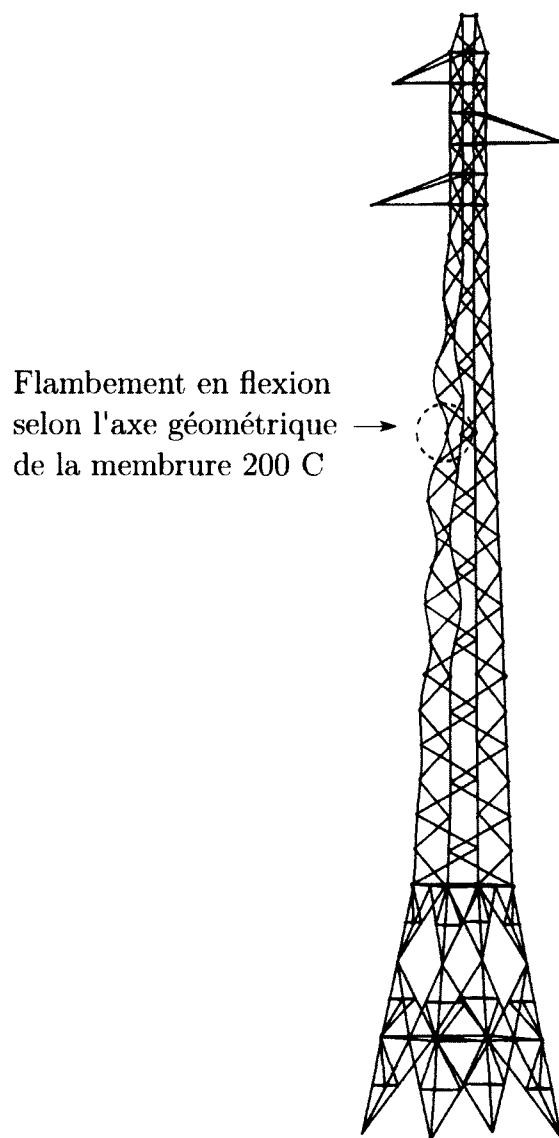


Figure 5.7 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 3 du pylône H2

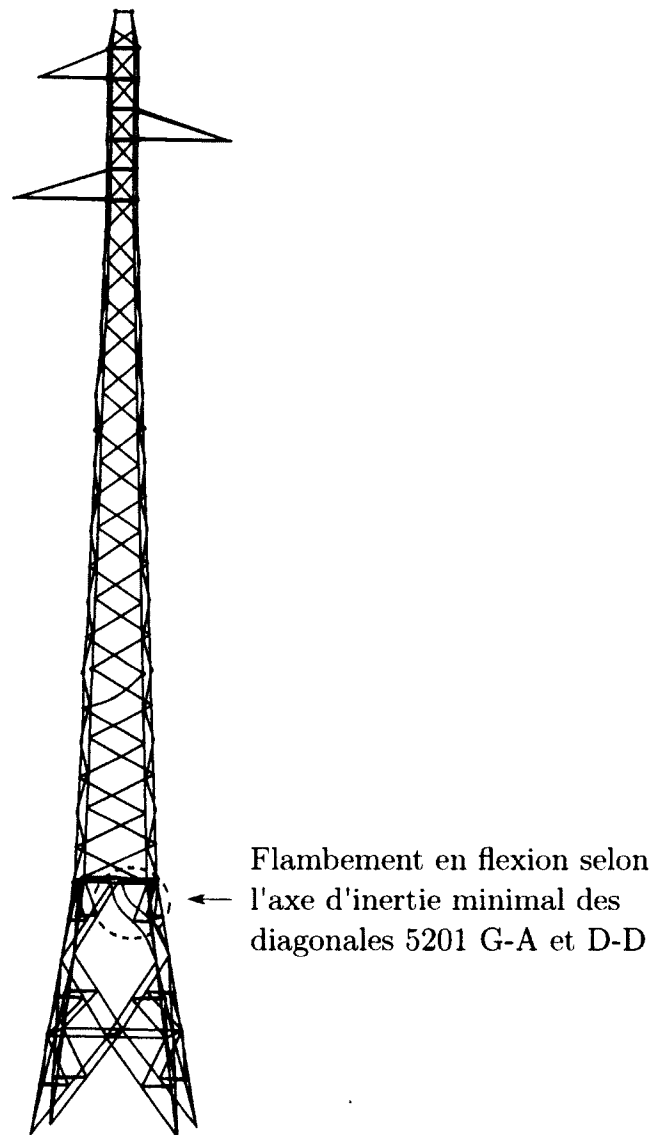


Figure 5.8 Mode de rupture des diagonales de l'essai n° 3 du pylône H2

résistance. Cette hypothèse est probable car aucun glissement ni aucune plastification ne sont permis lors du calcul de la rigidité par modélisation volumique.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{5201D-D}=105$ MPa au palier 189,8% alors que les jauges donnent 68,4 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc y avoir eu une certaine redistribution des efforts qui n'est pas prise en compte dans l'analyse numérique.

5.1.4 Essai n° 4

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [28]. Le tableau 5.7 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse administrative « A » sans vent sur le fût d'après l'appellation de RTE. La figure 5.1 indique les points d'application des charges. Comme le montre la figure 5.9, la rupture se produit par flambement en flexion selon l'axe parallèle de la membrure jambe 200 C de section L70x70x7 qui entraîne ensuite la barre 3100 E-B de section L80x80x8 à un coefficient de 250,6 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 200 C est $F_y=336$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{200-C}=184,9$ MPa au palier 241,7%.

Résistance selon la norme ASCE 10-97

La barre est la même que pour l'essai n° 1 avec une longueur de flambement pratiquement identique, soit $L=1954$ mm. En tenant compte de la limite élastique de l'essai n° 4, la contrainte F_y n'est pas réduite car la limite pour le ratio w/t est de 11,4. Ainsi, la contrainte résistante au flambement $\sigma_r=170$ MPa. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-1,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-83,2$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=202$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

En tenant compte de la limite élastique de l'essai n° 4, il s'agit d'une classe 4 car la limite pour le ratio b/t est de 9,6. Cependant, puisque l'élancement de plaque λ_p est inférieur à 0,748, il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . Le $\lambda=1,17$ et le $\lambda_{eff}=1,4$. Ainsi, la résistance $\sigma_r=150$ MPa. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-1,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-83,2$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=178$ %.

Tableau 5.6 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 3 du pylône H2

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
1	200 C	336	1.17	n.d.	n.d.	n.d.	2.37	2.14
7	5201 G-A et 5201 D-D	318	1.87	1.992	1.64	1.77	2.97	2.60

Tableau 5.7 Charges nominales pour l'essai n° 4 du pylône H2

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1-2	416	761	0
3	416	841	0



Figure 5.9 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 4 du pylône H2 (tiré du rapport d'essai [28])

Résistance selon la méthode

Peu importe la courbe de flambement utilisée, la rupture devrait se produire par flambement en flexion selon l'axe parallèle au premier mode dans la barre 200 C du fût au niveau du changement de section avec la barre 3100 C tel qu'illustré sur la figure 5.10. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=251,6$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=1,16$. La contrainte résistante $\sigma_r=223$ MPa avec la courbe de flambement de l'ASCE ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=266$ % et $\sigma_r=202,5$ MPa avec la courbe de l'EN 50341-1:2012 ce qui donne $F.A.=241$ %. Les excentricités sont $e_x=3,98$ mm et $e_y=3,08$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 19,7 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Observations

Le tableau 5.8 résume les résultats obtenus. La méthode prédit bien le mode de ruine mais, lors de l'essai, la rupture s'est produite dans la section juste au-dessus et non au niveau du changement de section avec la barre 3100 E-B comme le prévoit la méthode. La résistance du pylône est très près des essais expérimentaux. La courbe de flambement de l'EN 50341-1:2012 donne les meilleurs résultats avec seulement 4% d'écart. Les normes seules sous-estiment la résistance de beaucoup, soit de l'ordre de 20 à 30%.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{200-C}=201$ MPa au palier 241,7% alors que les jauges donnent 184,9 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc y avoir eu une certaine redistribution des efforts qui n'est pas pris en compte dans l'analyse numérique. Cela pourrait expliquer la ruine de la membrure voisine 3100 E-B.

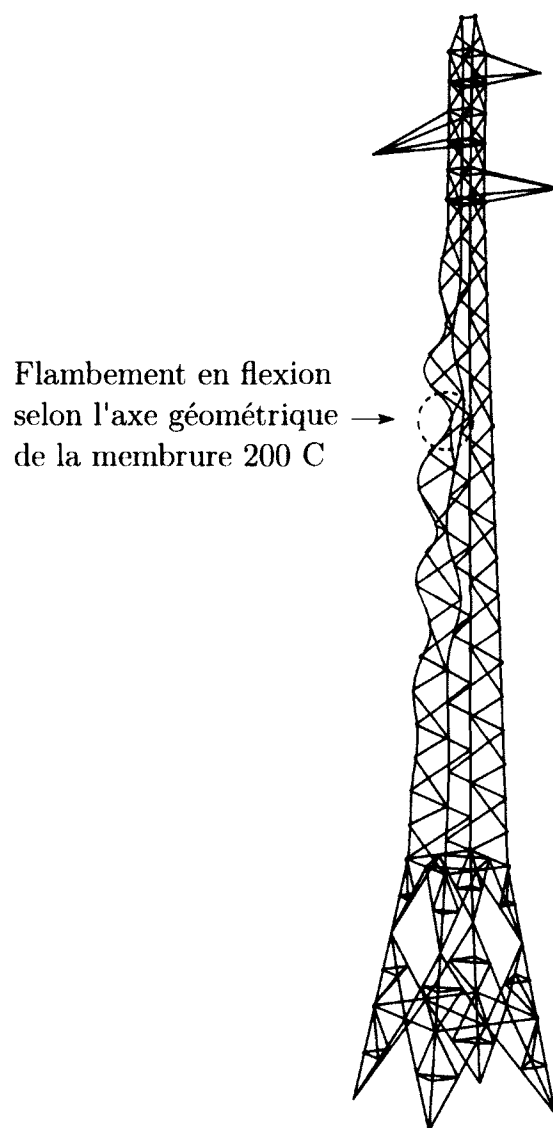


Figure 5.10 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 4 du pylône H2

Tableau 5.8 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 4 du pylône H2

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
1	200 C	336	1.17	2.506	2.02	1.78	2.66	2.41

5.2 Pylônes F88

La silhouette des pylônes F88DD7_H43 testés est montrée sur la figure 5.11. Ces derniers sont construits avec des cornières en acier de nuance E36 possédant une limite élastique nominale de $F_{y,nom}=355$ MPa.

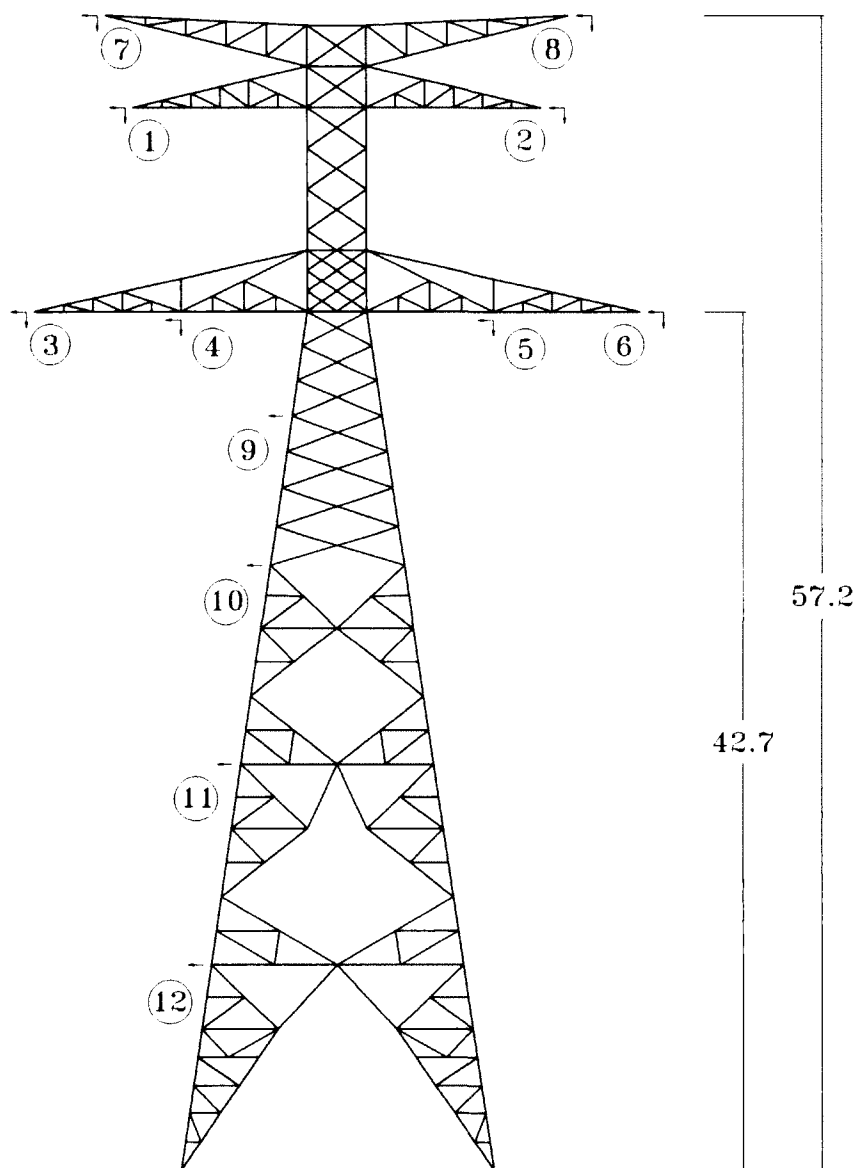


Figure 5.11 Points d'application des charges du pylône F88 (dimensions en mètre)

5.2.1 Essai n° 1

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [21]. Le tableau 5.9 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse administrative « A » avec vent sur le fût d'après l'appellation de RTE. La figure 5.11 indique les points d'application des charges. Comme le montre la figure 5.12, la rupture se produit à la base par flambement en flexion selon l'axe d'inertie minimal de la membrure jambe P 600 de section L200x200x18 pour un coefficient de 190 % du chargement spécifié. La rupture de cette barre entraîne la ruine de la membrure voisine et des treillis des tronçons supérieurs. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre P 600 est $F_y=393$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{P600}=297$ MPa au palier 186%.

Tableau 5.9 Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône F88

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1	6300	9130	1330
2	6300	9130	1330
3	6310	8720	1330
4	6310	9360	1330
5	6310	9360	1330
6	6310	8720	1330
7	1430	2310	480
8	1430	2310	480
9	0	990	0
10	0	2070	0
11	0	2280	0
12	0	2460	0

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Pour la cornière L200x200x18, le ratio $w/t=9,1$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est inférieur à la limite de 10,6, donc la contrainte F_y n'est pas réduite. La longueur de flambement $L=1431$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=39,3$ mm ce qui donne $L/r=36$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend donc $KL/r = L/r$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=369$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-10,1$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-161$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=223$ %.

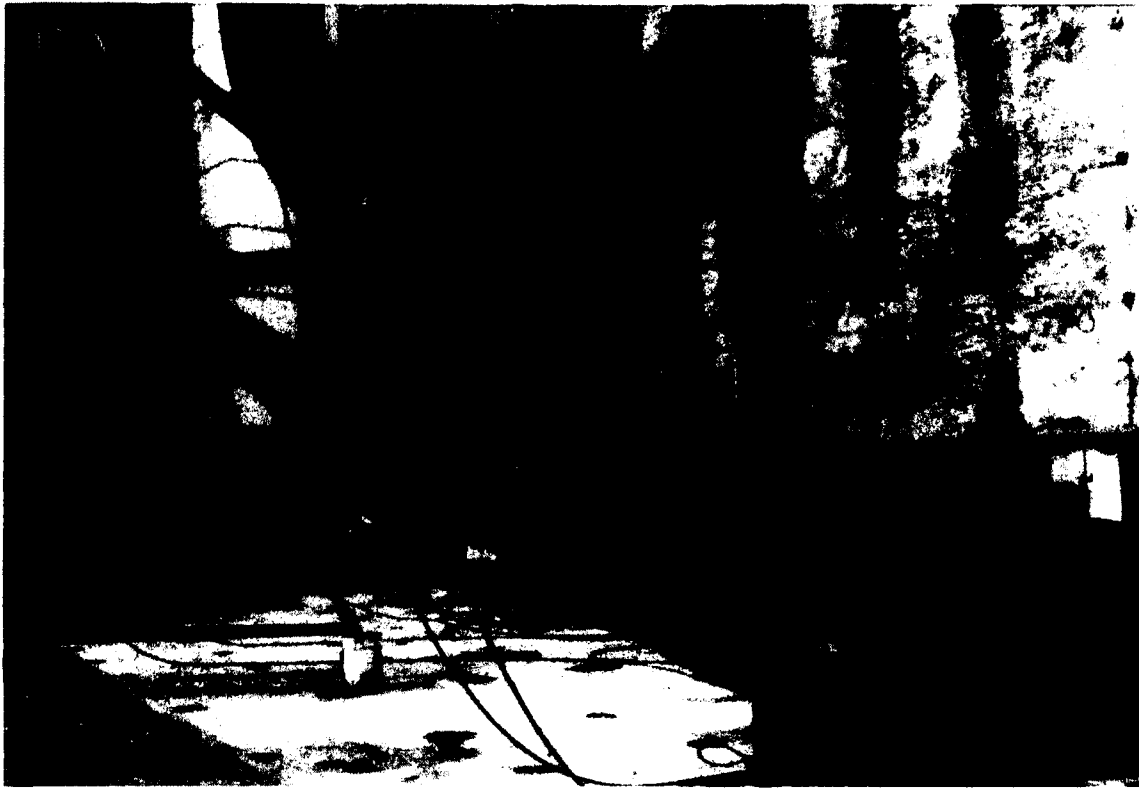


Figure 5.12 Vue de la rupture de l'essai n° 1 du pylône F88 (tiré du rapport d'essai [21])

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L200x200x18, le ratio $b/t=11,1$ ce qui est supérieur à la limite de 8,9, donc il s'agit d'une classe 4. Cependant, puisque l'élancement de plaque λ_p est inférieur à 0,748, il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . La longueur de flambement $L=1431$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=39,3$ mm ce qui donne $\lambda=0,5$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend $\lambda_{eff} = \lambda$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=374$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-10,1$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-161$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=226$ %.

Résistance selon la méthode

Peu importe la courbe de flambement utilisée, la rupture devrait se produire par flambement en flexion-torsion au 147^e mode dans la barre 4000 C du fût au niveau de l'intersection avec la diagonale 4002 tel qu'illustré sur la figure 5.13. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 4000 C lors de cet essai est $F_y=407$ MPa. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=765,1$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé

$\lambda=0,73$. La contrainte résistante est donc $\sigma_r=352,8$ MPa avec la courbe de flambement de l'ASCE ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=208$ % et $\sigma_r=360,1$ MPa avec la courbe de l'EN 50341-1:2012 ce qui donne $F.A.=212$ %. Les excentricités sont $e_x=10,7$ mm et $e_y=14,74$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 56 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

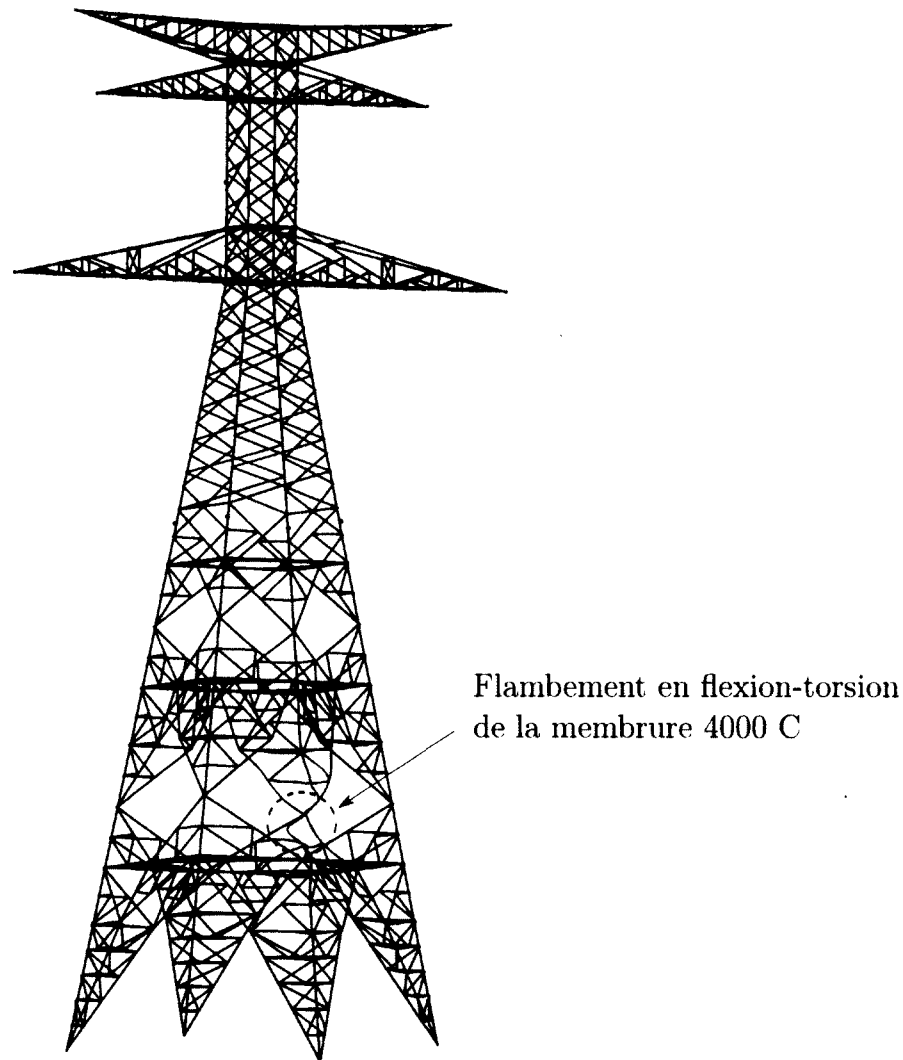


Figure 5.13 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône F88

Observations

Le tableau 5.10 résume les résultats obtenus. La méthode prédit la ruine de plusieurs contreventements secondaires avec des facteurs d'amplification inférieurs à celui de la mem-

brure jambe. Cependant, ces contreventements, en principe, ne devraient pas reprendre d'effort et leur rigidité en rotation autour du boulon ne devrait pas être aussi faible que celle supposée. Leur rupture n'est donc pas considérée.

La ruine est obtenue dans la bonne jambe en utilisant la méthode. Cependant, elle se produit au-dessus du premier diaphragme alors que lors de l'essai, c'est plutôt à la base que la rupture s'est initiée. Aucun mode parmi les 150 premiers n'est contrôlé par la membrure P 600 à la base. D'après les photos après essai, les premiers contreventements secondaires ne semblent pas avoir joué leur rôle pour empêcher le flambement de la jambe. Aussi, les conditions limites à la base ressemblent plus à une rotule qu'à un encastrement parfait. Enfin, il est fort possible que l'excentricité entre le centroïde de la membrure et celui du support à la base combiné à l'effort axial très important dans la membrure (2184 kN au palier 190%) ait provoqué la ruine à cet endroit. Les normes, quant à elles, surestiment la capacité jusqu'à environ 18%.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{P600}=299$ MPa au palier 186% alors que les jauges donnent 297 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc que le pylône se comporte linéairement jusqu'à ce palier.

5.2.2 Essai n° 2

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [22]. Le tableau 5.11 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse de givre dissymétrique. La figure 5.11 indique les points d'application des charges. La rupture est difficile à cerner car le rapport d'essai mentionne que toutes les barres du tronçon 1 et de la console inférieure flambent. Les principales causes semblent être la ruine de la membrure B 500 D de section L150x150x12 de la console inférieure, la membrure A 500 D de section L120x120x8 de la console supérieure ou l'arrachement de la pince transversale de la membrure de fût 1001 au niveau de l'attache de la diagonale 1027 pour un coefficient de 97 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre A 500 D est $F_y=371$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{B500D}=282$ MPa au palier 95%.

Résistance selon la norme ASCE 10-97

En supposant que la rupture se produit par flambement et non par arrachement d'une pince, la membrure A 500 D serait plus critique que la membrure B 500 D. C'est donc

Tableau 5.10 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône F88

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
n.d.	P 600	393	0.5	1.9	2.23	2.26	n.d.	n.d.
147	4000 C	407	0.62	n.d.	n.d.	n.d.	2.08	2.12

Tableau 5.11 Charges nominales pour l'essai n° 2 du pylône F88

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1	9110	9640	10450
2	9110	9640	10450
3	9110	9520	10450
4	9110	9710	10450
5	9110	9710	10450
6	9110	9520	10450
7	2210	2770	3280
8	2210	2770	3280
9	0	300	0
10	0	620	0
11	0	680	0
12	0	740	0

cette barre qui sera analysée. Pour la cornière L120x120x8, le ratio $w/t=13$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est supérieur à la limite de 10,9, donc il faut réduire la contrainte F_y à 322 MPa. La longueur de flambement $L=1488$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=23,7$ mm ce qui donne $L/r=62,8$. Ce facteur est inférieur à 120 et la charge est concentrique aux deux extrémités. On prend donc $KL/r = L/r$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=273$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-2,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-251$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=108$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L120x120x8, le ratio $b/t=15$ ce qui est supérieur à la limite de 9,2, donc il s'agit d'une classe 4. Puisque l'élancement de plaque $\lambda_p=0,877$, le facteur de réduction $\rho=0,9$ et l'aire effective $A_{eff}=1682$ mm². La longueur de flambement $L=1488$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=23,7$ mm ce qui donne $\lambda=0,8$ en multipliant par le facteur $\sqrt{\frac{A_{eff}}{A}}$. Le coefficient est inférieur à $\sqrt{2}$ et la charge est concentrique aux deux extrémités. On prend donc $\lambda_{eff} = \lambda$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=285$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-2,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-251$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=113$ %.

Résistance selon la méthode

Peu importe la courbe de flambement utilisée, la rupture devrait se produire par flambement en flexion-torsion au 57^e mode dans la barre A 500 D de la console supérieure tel qu'illustré sur la figure 5.14. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=402,5$ MPa pour ce mode. Avec l'ASCE, le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=0,89$ et la contrainte résistante $\sigma_r=258$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=102$ %. Avec la courbe de l'EN 50341-1:2012, $\lambda=0,91$ et $\sigma_r=261$ MPa ce qui donne $F.A.=103$ %. Les excentricités sont $e_x=30,66$ mm et $e_y=33,2$ mm, ce qui est supérieur à la position du centre de gravité, soit 32,3 mm. Les moments parasites sont donc significatifs.

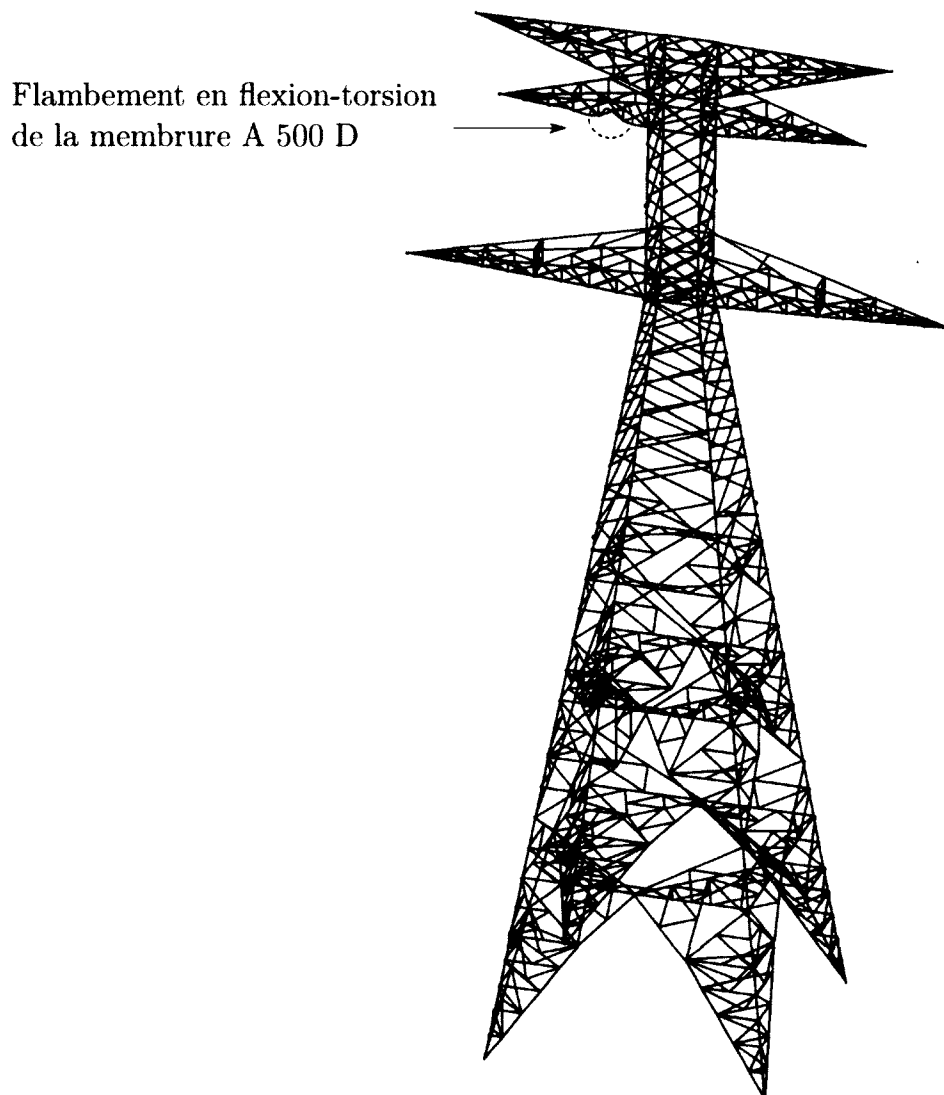


Figure 5.14 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône F88

Observations

Le tableau 5.12 résume les résultats obtenus. En l'absence de photos précises et puisqu'il s'agit d'une rupture en cascade de plusieurs barres, on considère que la rupture est initiée par le flambement de la membrure de console supérieure A 500 D. Comme lors de l'essai précédent, la méthode prédit la ruine de plusieurs contreventements secondaires dans la console inférieure avec des facteurs d'amplification inférieurs à celui de la barre A 500 D. Cependant, ces contreventements, en principe, ne devraient pas reprendre d'effort et leur rigidité en rotation autour du boulon ne devrait pas être aussi faible que celle supposée. Leur rupture n'est donc pas considérée.

L'utilisation de la méthode parvient à prévoir le bon mode de rupture et une résistance supérieure de seulement 6%. Les normes, quant à elles, surévaluent la résistance jusqu'à environ 16%.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{B500D}=245$ MPa au palier 95% alors que les jauges donnent 282 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc que la membrure était davantage sollicitée que ce qui était prévu par l'analyse numérique.

Tableau 5.12 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône F88

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
57	A 500 D	371	0.84	0.97	1.08	1.13	1.02	1.03

5.3 Pylônes A4

La silhouette des pylônes A4TB3_X testés est montrée sur la figure 5.15. Ces derniers sont construits avec des cornières en acier de nuance E36 ($F_{y,nom}=355$ MPa) pour les membrures et de nuance E24 ($F_{y,nom}=235$ MPa) pour les autres barres.

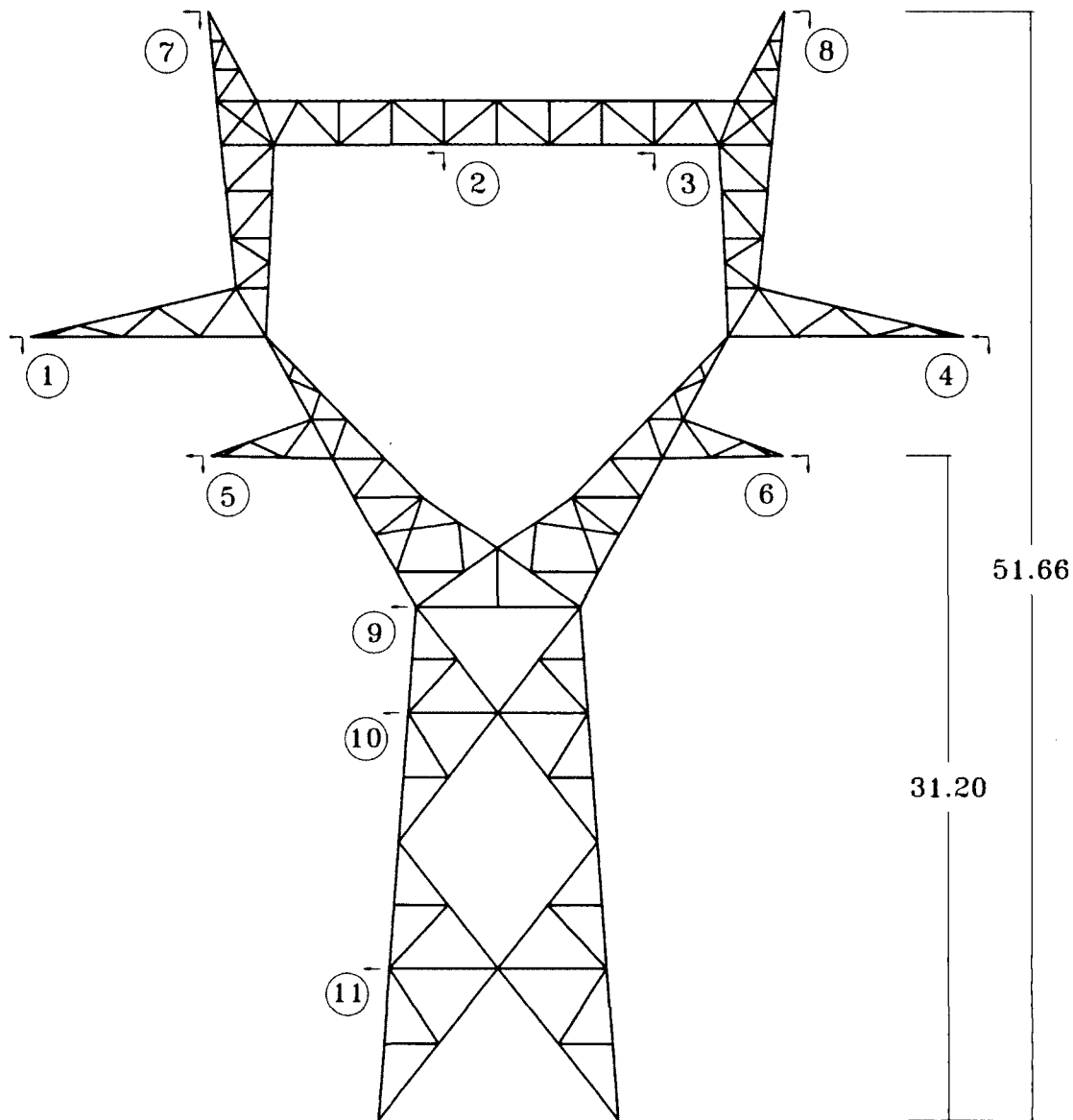


Figure 5.15 Points d'application des charges du pylône A4 (dimensions en mètre)

5.3.1 Essai n° 1

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [6]. Le tableau 5.13 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse administrative « A » avec vent sur le fût d'après l'appellation de RTE. La figure 5.15 indique les points d'application des charges. Comme le montre la figure 5.16, la rupture se produit par flambement en flexion selon l'axe parallèle des diagonales 0451 A et 451 D de section L120x120x10 ainsi que 452 B et 0452 C de section L150x150x10 pour un coefficient de 139,2 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée est $F_y=268$ MPa sur les barres 0451 A et 451 D et $F_y=285$ MPa pour les barres 452 B et 0452 C.

Tableau 5.13 Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône A4

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1	3385	5037	0
2	3385	5537	0
3	3385	5537	0
4	3385	5037	0
5	3385	5037	0
6	3385	5037	0
7	651	963	0
8	651	963	0
9	0	2500	0
10	0	2500	0
11	0	2700	0

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Les diagonales 451 sont plus critiques que les diagonales 452 et c'est donc ces barres qui seront analysées. Pour la cornière L120x120x10, le ratio $w/t=10$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est inférieur à la limite de 12,8, donc la contrainte F_y n'est pas réduite. La longueur de flambement $L=7578$ mm et le rayon de giration parallèle $r_x=36,7$ mm ce qui donne $L/r=206$. Ce facteur est supérieur à 120 et les extrémités n'offrent pas de rigidité suffisante pour empêcher la rotation. En effet, la connexion est composée de trois boulons sur un gousset uniquement. Selon la norme, pour obtenir une retenue partielle en rotation, il faudrait qu'au moins deux boulons soient connectés sur le gousset et la membrure. On prend donc $KL/r = L/r$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=48,8$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments

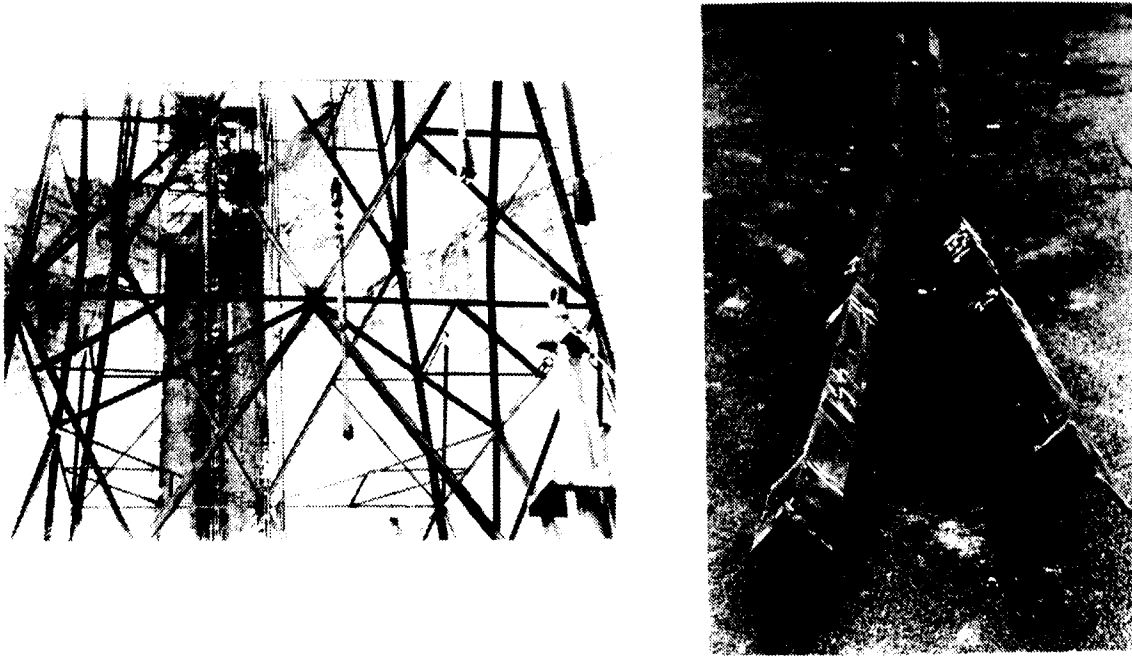


Figure 5.16 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 1 du pylône A4 (tiré du rapport d'essai [6])

poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=2,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-37,5$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=136$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L120x120x10, le ratio $b/t=12$ ce qui est supérieur à la limite de 10,8, donc il s'agit d'une classe 4. Cependant, puisque l'élancement de plaque λ_p est inférieur à 0,748, il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . La longueur de flambement $L=7578$ mm et le rayon de giration parallèle $r_x=36,7$ mm ce qui donne $\lambda=2,34$. Ce coefficient est supérieur à $\sqrt{2}$ et les deux extrémités possèdent trois boulons. On prend donc le cas 4 ce qui donne $\lambda_{eff}=2,23$ et une contrainte résistante $\sigma_r=50,6$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=2,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-37,5$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=141$ %.

Résistance selon la méthode

Peu importe la courbe de flambement utilisée, la rupture devrait se produire par flambement en flexion selon l'axe parallèle au 1^{er} mode dans les diagonales 451 tel qu'illustré sur la figure 5.17. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=62,6$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=2,07$. La contrainte résistante est donc $\sigma_r=62,5$ MPa avec la courbe de flambement de l'ASCE ce qui donne un facteur d'ampli-

fication $F.A.=172\%$ et $\sigma_r=58,3\text{ MPa}$ avec la courbe de l'EN 50341-1:2012 ce qui donne $F.A.=161\%$. Les excentricités sont $e_x=32,15\text{ mm}$ et $e_y=29,53\text{ mm}$, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit $33,1\text{ mm}$. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

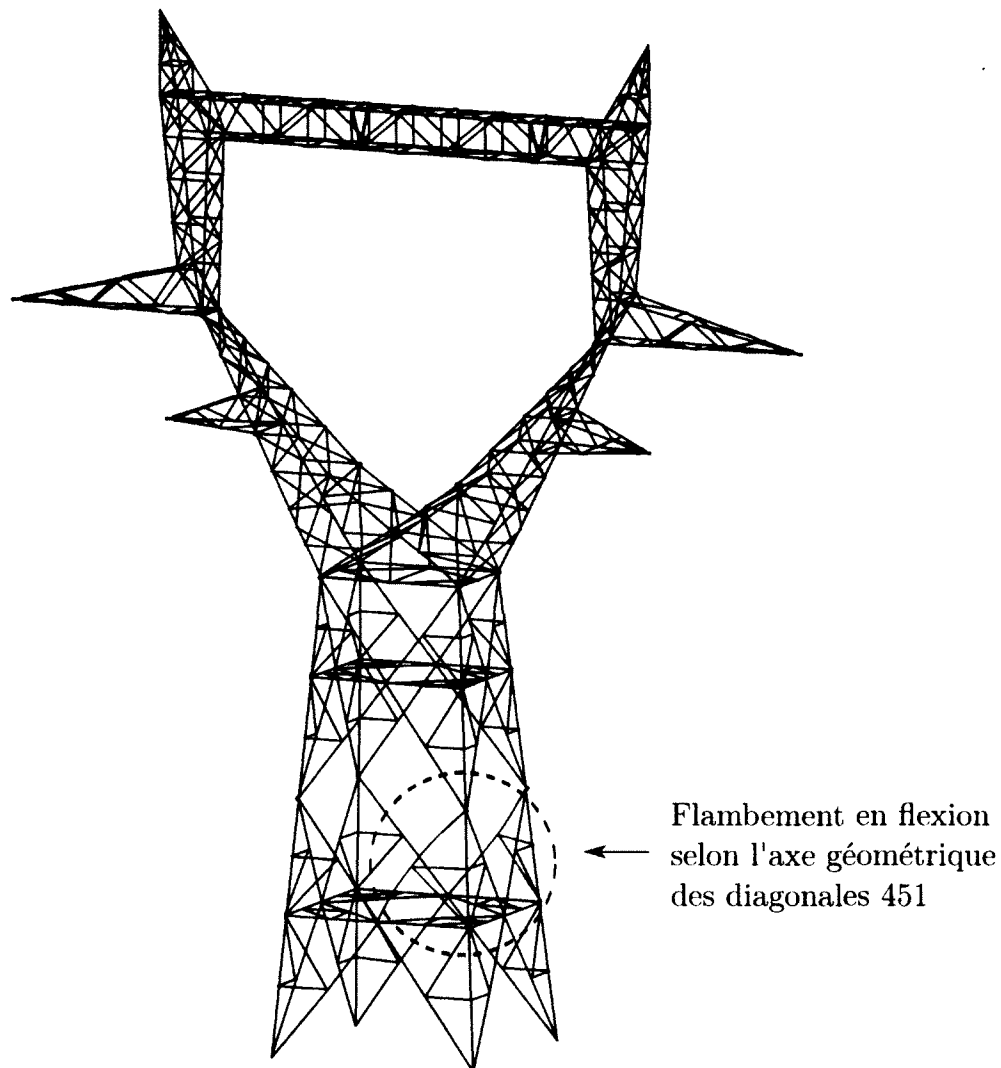


Figure 5.17 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône A4

Observations

Le tableau 5.14 résume les résultats obtenus. Les normes donnent des résultats très près de l'expérimental. De son côté, la méthode prédit exactement le bon mode de rupture mais la résistance est surévaluée. Étant donné que λ est supérieur à $\sqrt{2}$, l'effet de la rigidité des

connexions est plus important que celui des excentricités. Cela signifie que les connexions du modèle sont probablement trop rigides ce qui engendre une trop grande résistance. Cette hypothèse est probable car aucun glissement ni aucune plastification ne sont permis lors du calcul de la rigidité par modélisation volumique.

5.3.2 Essai n° 2

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [7]. L'essai est identique au précédent mais cette fois le pylône est renforcé en doublant les diagonales 451, 452, 0458 et 0459. Comme le montre la figure 5.18, la rupture se produit par flambement en flexion selon l'axe d'inertie minimum de la membrure jambe 350 B de section L150x150x15 pour un coefficient de 167 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 350 B est $F_y=383$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{350B}=173$ MPa au palier 160%.

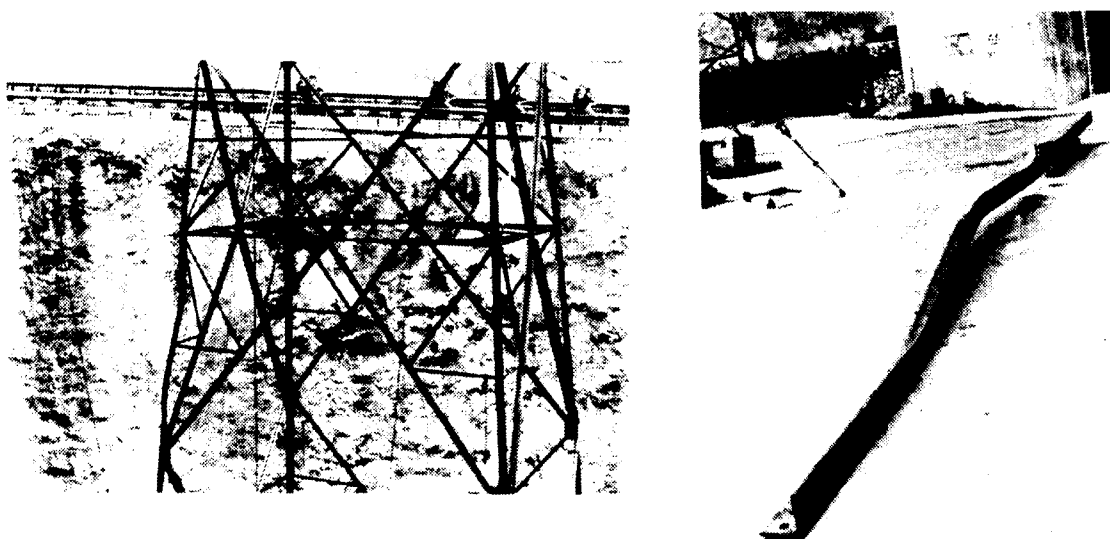


Figure 5.18 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 2 du pylône A4 (tiré du rapport d'essai [7])

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Pour la cornière L150x150x15, le ratio $w/t=8$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est inférieur à la limite de 10,7, donc la contrainte F_y n'est pas réduite. La longueur de flambement $L=3086$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=29,3$ mm ce qui donne $L/r=105$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend donc $KL/r = L/r$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=188$ MPa contre le flambement.

Tableau 5.14 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône A4

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
1	0451 A et 451 D	268	2.34	1.392	1.36	1.41	1.72	1.61

D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c = -11,6$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v = -97$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 182$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L150x150x15, le ratio $b/t = 10$ ce qui est supérieur à la limite de 9, donc il s'agit d'une classe 4. Cependant, puisque l'élancement de plaque λ_p est inférieur à 0,748, il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . La longueur de flambement $L = 3086$ mm et le rayon de giration minimal $r_v = 29,3$ mm ce qui donne $\lambda = 1,43$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend $\lambda_{eff} = \lambda$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r = 165$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c = -11,6$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v = -97$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 158$ %.

Résistance selon la méthode

La méthode prédit une rupture d'un contreventement de la fourche du fût au 1^{er} mode comme montré sur la figure 5.19 pour un facteur d'amplification $F.A. = 199\%$ avec l'ASCE et $F.A. = 183\%$ avec l'EN 50341-1:2012. La limite d'élasticité moyenne n'étant pas mesurée sur cette barre, la valeur nominale $F_{y,nom} = 235$ MPa est utilisée.

La rupture de la membrure jambe 350 B se produit par flambement en flexion selon l'axe d'inertie minimum au 4^e mode tel qu'illustré sur la figure 5.17. La contrainte critique de flambement élastique $F_e = 253,5$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élancement normalisé $\lambda = 1,23$. La contrainte résistante est donc $\sigma_r = 238,1$ MPa avec la courbe de flambement de l'ASCE ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 233$ % et $\sigma_r = 211,4$ MPa avec la courbe de l'EN 50341-1:2012 ce qui donne $F.A. = 206$ %. Les excentricités sont $e_x = 5,41$ mm et $e_y = 23,42$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 42,5 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Observations

Le tableau 5.15 résume les résultats obtenus. On constate que la méthode ne prédit pas le bon mode de rupture probablement à cause de la faible rigidité en rotation des connexions à un boulon. En considérant la ruine de la membrure 350 B, le mode semble bon mais la résistance est surestimée. La figure 5.18 montre que le flambement se produit dans le milieu de la membrure et donc l'effet d'une connexion moins rigide au niveau d'un joint

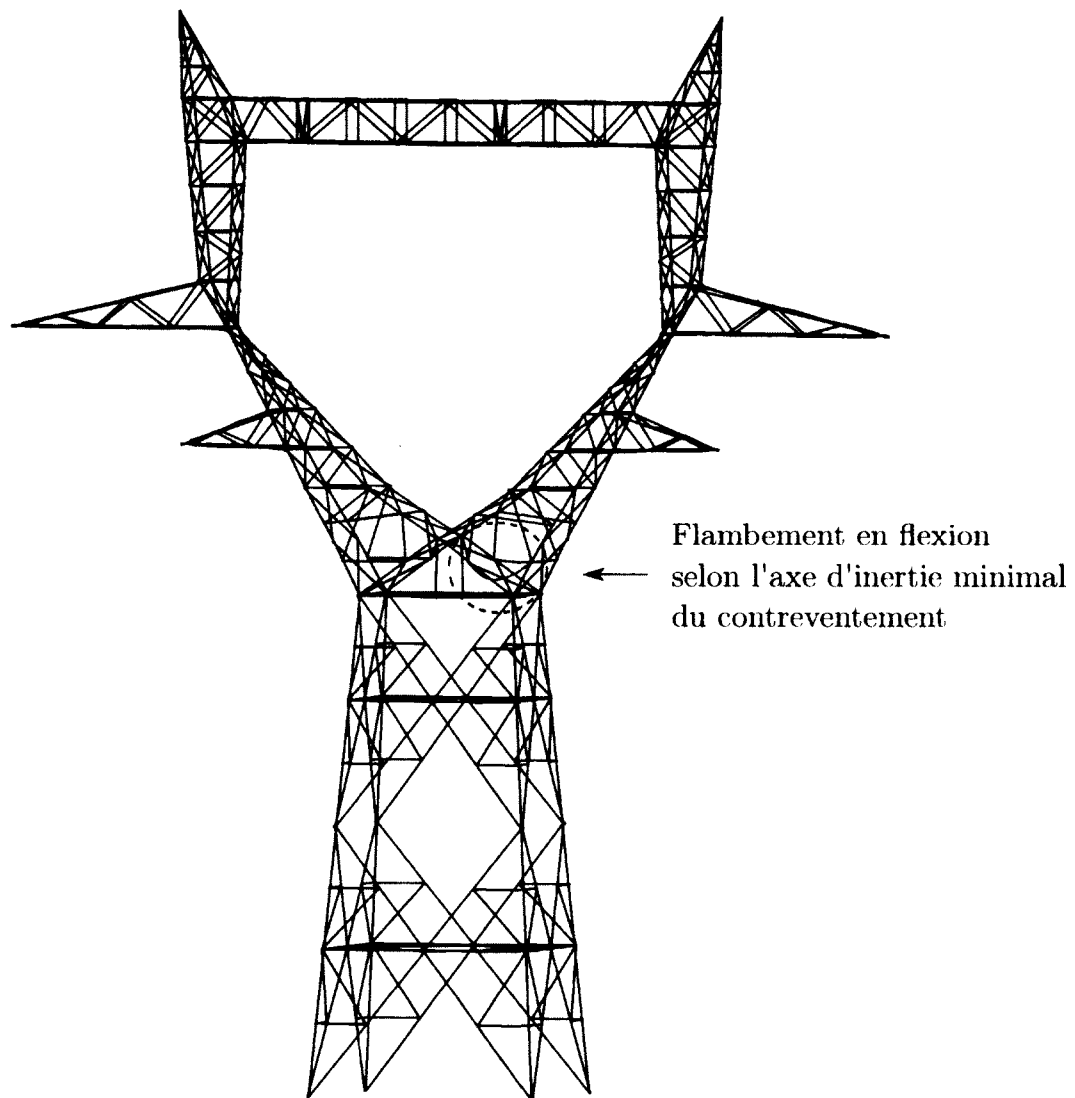


Figure 5.19 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône A4

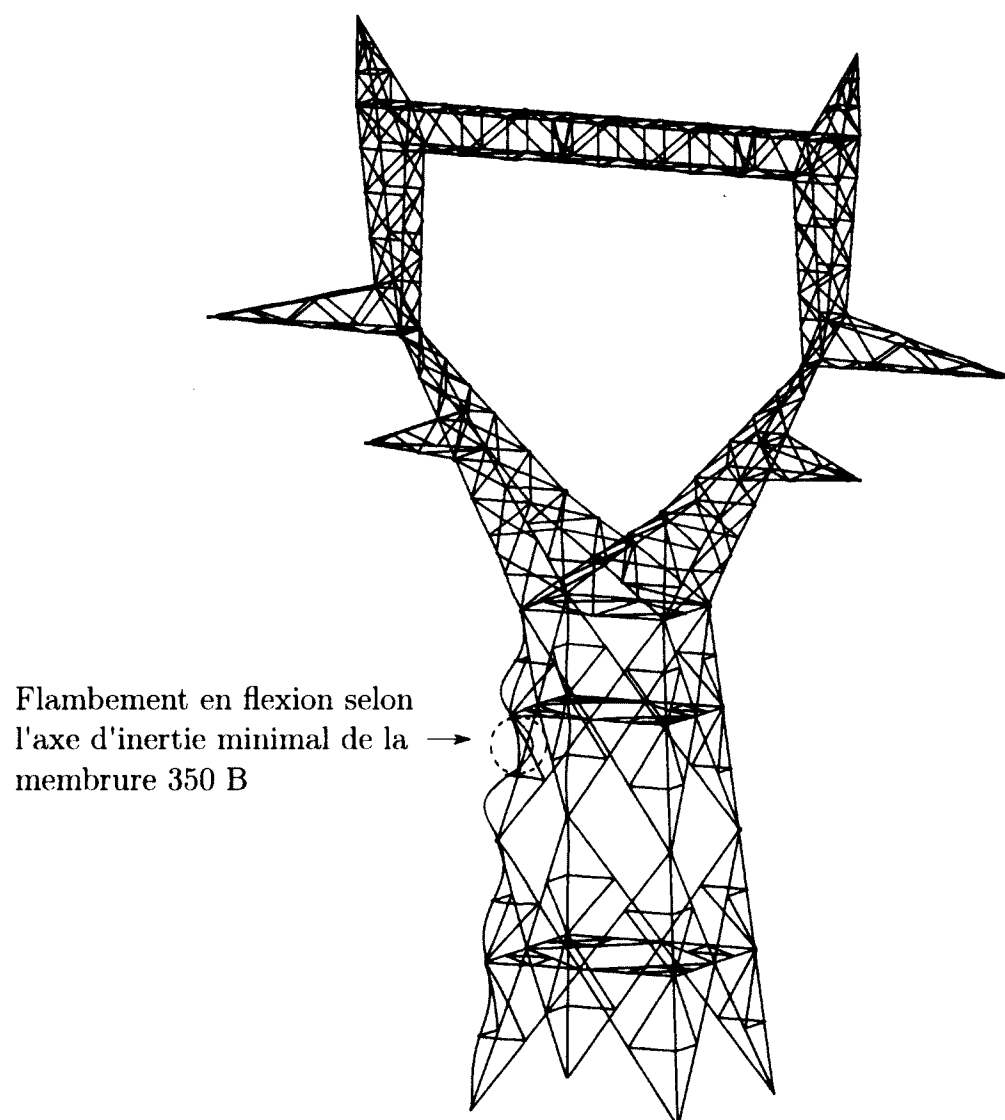


Figure 5.20 Mode de rupture de la membrure jambe de l'essai n° 2 du pylône A4

de continuité ne peut pas servir d'explication. Il n'y a que la norme EN 50341-1:2012 qui ne surestime pas la résistance.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{350B}=155$ MPa au palier 160% alors que les jauges donnent 173 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc que la membrure était davantage sollicitée que ce qui était prévu par l'analyse numérique.

5.3.3 Essai n° 3

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [8]. Le tableau 5.16 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse de givre dissymétrique. La figure 5.21 indique les points d'application des charges. En plus du renfort de l'essai précédent, la triangulation des tronçons 3 et 4 est modifiée sur les deux faces de façon à réduire la longueur de flambement des membrures jambes. Comme le montre la figure 5.22, la rupture se produit par flambement en flexion-torsion de la membrure de console 50 D de section L150x150x10 pour un coefficient de 89,9 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 50 D est $F_y=361$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{50D}=219$ MPa au palier 89,9%.

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Pour la cornière L150x150x10, le ratio $w/t=13$ (en prenant $w = b-2t$) ce qui est supérieur à la limite de 11, donc il faut réduire la contrainte F_y à 317 MPa. La longueur de flambement $L=3678$ mm et le rayon de giration parallèle $r_x=46,2$ mm ce qui donne $L/r=79,6$. Puisqu'il s'agit d'une membrure de console avec la configuration c), on doit multiplier par 1,2 ce qui donne $KL/r=95,5$. La contrainte résistante $\sigma_r=206$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-2,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-225$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=90$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L150x150x10, le ratio $b/t=15$ ce qui est supérieur à la limite de 9,3, donc il s'agit d'une classe 4. Puisque l'élancement de plaque $\lambda_p=0,86$, le facteur de réduction $\rho=0,91$ et l'aire effective $A_{eff}=2657$ mm². La longueur de flambement $L=3678$ mm et le rayon de giration parallèle $r_x=46,2$ mm ce qui donne $\lambda=1,0$ en multipliant par le

Tableau 5.15 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône A4

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
1	216 C	235	1.91	n.d.	n.d.	n.d.	1.99	1.83
4	350 B	383	1.43	1.67	1.82	1.58	2.33	2.06

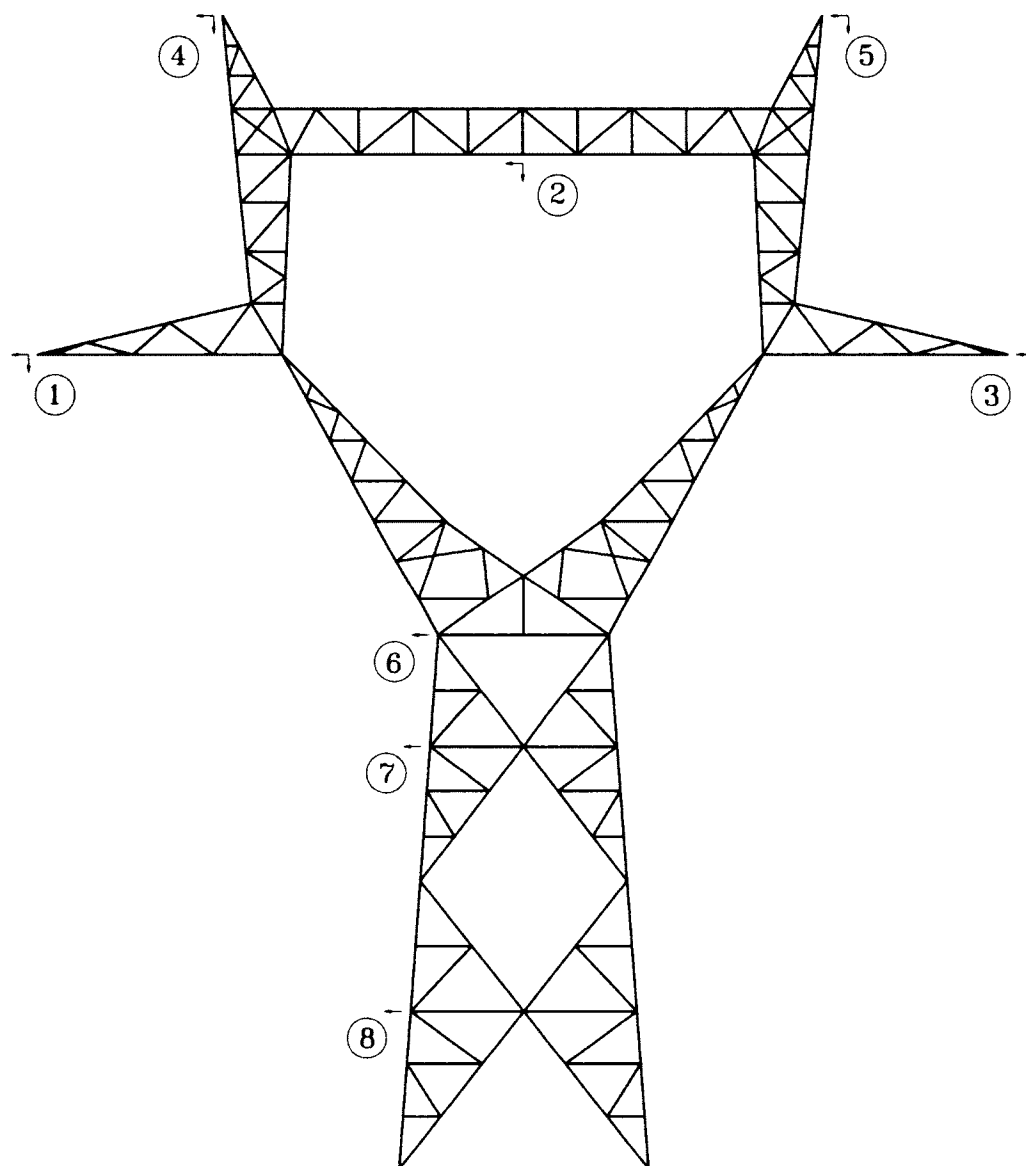


Figure 5.21 Points d'application des charges du pylône A4

Tableau 5.16 Charges nominales pour l'essai n° 3 du pylône A4

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1	21350	11294	3996
2	21350	13294	3996
3	21350	11294	3996
4	3863	2086	1600
5	3863	2086	1600
6	0	2500	0
7	0	2500	0
8	0	2700	0

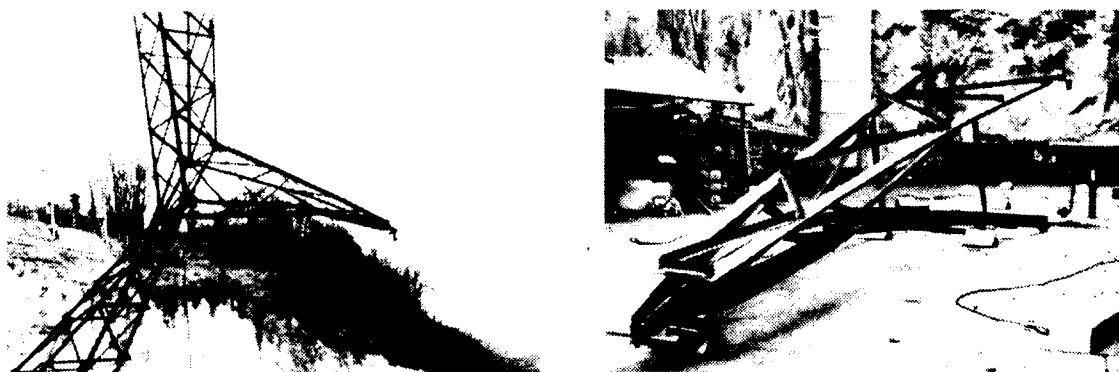


Figure 5.22 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 3 du pylône A4 (tiré du rapport d'essai [8])

facteur $\sqrt{\frac{A_{eff}}{A}}$. Puisqu'il s'agit d'une membrure de console avec la configuration d), on doit multiplier par 1,2 ce qui donne $\lambda_{eff}=1,2$. La contrainte résistante $\sigma_r=188$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-2,7$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-225$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=82$ %.

Résistance selon la méthode

La méthode prédit la rupture d'une membrure jambe à la hauteur des consoles au 19^e mode comme montré sur la figure 5.23 pour un facteur d'amplification $F.A.=86\%$ avec l'ASCE et $F.A.=89\%$ avec l'EN 50341-1:2012. La limite d'élasticité moyenne n'étant pas mesurée sur cette barre, la valeur nominale $F_{y,nom}=355$ MPa est utilisée.

La rupture de la membrure de console 50 D se produit par flambement en flexion selon l'axe parallèle au 4^e mode tel qu'illustré sur la figure 5.24. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=291,5$ MPa pour ce mode. Avec l'ASCE, le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=1,04$ et la contrainte résistante $\sigma_r=232$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=98$ %. Avec l'EN 50341-1:2012, le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=1,06$ et la contrainte résistante $\sigma_r=221$ MPa ce qui donne $F.A.=93$ %. Les excentricités sont $e_x=39,31$ mm et $e_y=35,31$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 40,3 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Observations

Le tableau 5.17 résume les résultats obtenus. On constate que la méthode ne prédit pas le bon mode de rupture probablement parce que les moments ne sont pas pris en compte. En effet, étant donné que λ est inférieur à $\sqrt{2}$, l'effet des excentricités est plus important que celui de la rigidité des connexions. En considérant la ruine de la membrure 50 D, le mode semble bon tout comme la résistance qui est surévaluée de 9 et 3%. Les normes donnent également de bons résultats, plus particulièrement l'ASCE.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{50D}=202$ MPa au palier 89,9% alors que les jauges donnent 219 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc que la membrure était davantage sollicitée que ce qui était prévu par l'analyse numérique.

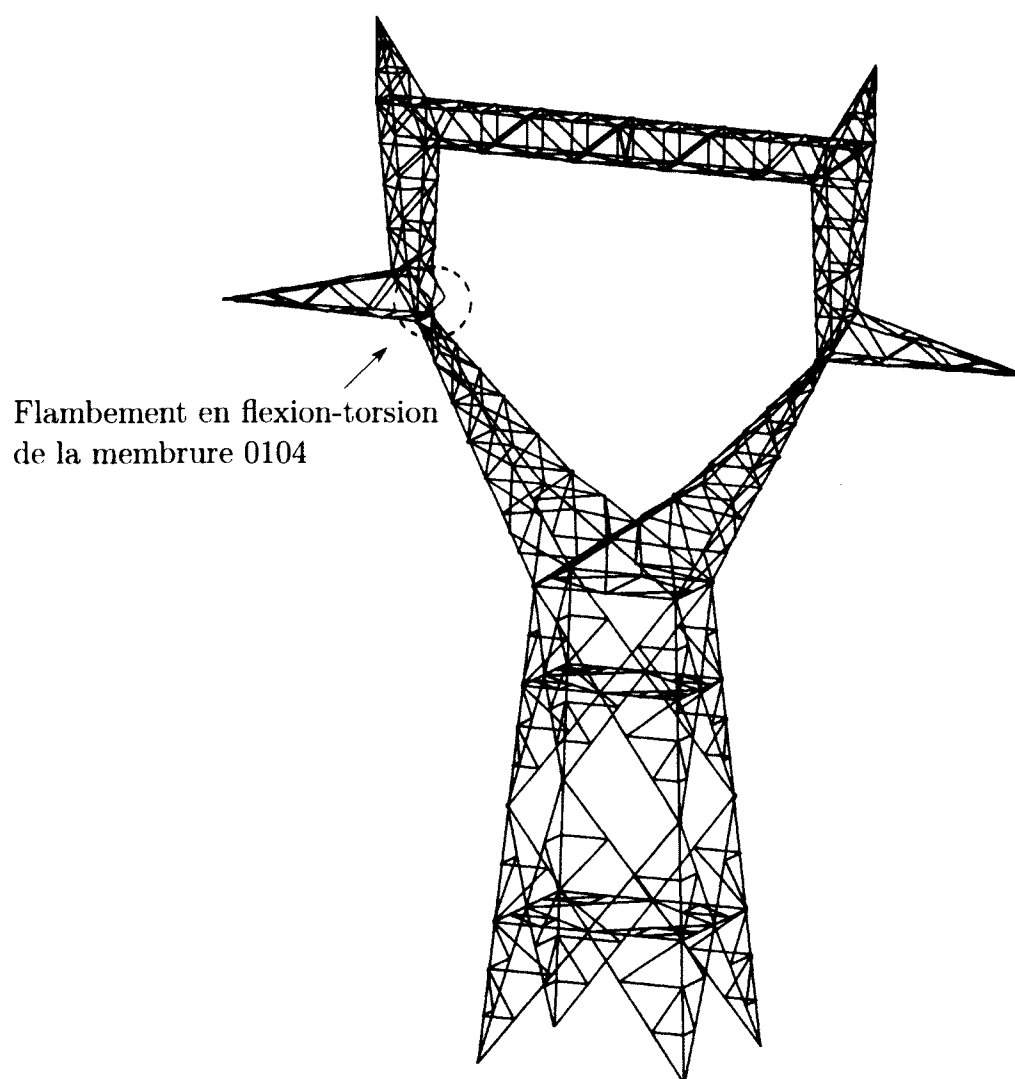


Figure 5.23 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 3 du pylône A4

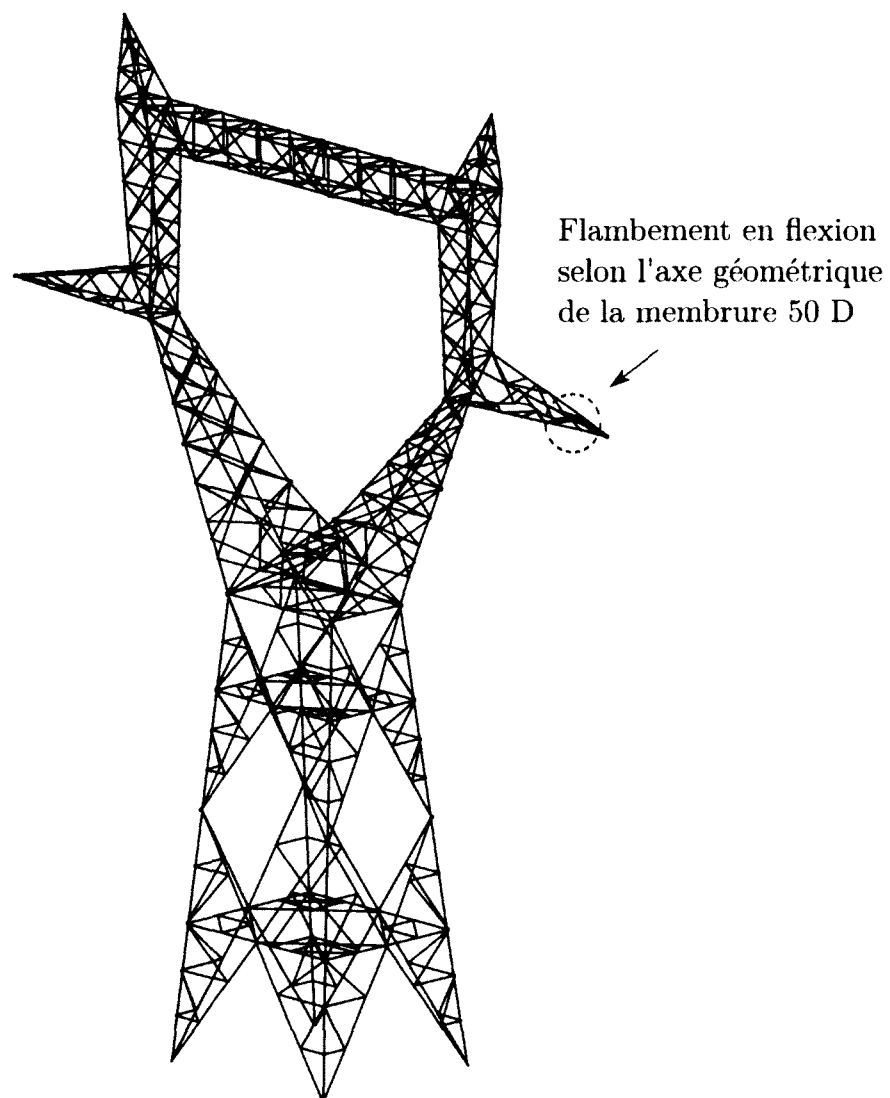


Figure 5.24 Mode de rupture de la membrure de console de l'essai n° 3 du pylône A4

Tableau 5.17 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 3 du pylône A4

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
4	50 D	361	1.05	0.899	0.9	0.82	0.98	0.93
19	0104	355	0.76	n.d.	n.d.	n.d.	0.86	0.89

5.4 Pylônes J4

La silhouette des pylônes d'ancrage J4AB_Z2 testés est montrée sur la figure 5.25. Ces derniers sont construits avec des cornières en acier de nuance E36 ($F_{y,nom}=355$ MPa) pour les membrures et de nuance E24 ($F_{y,nom}=235$ MPa) pour les autres barres.

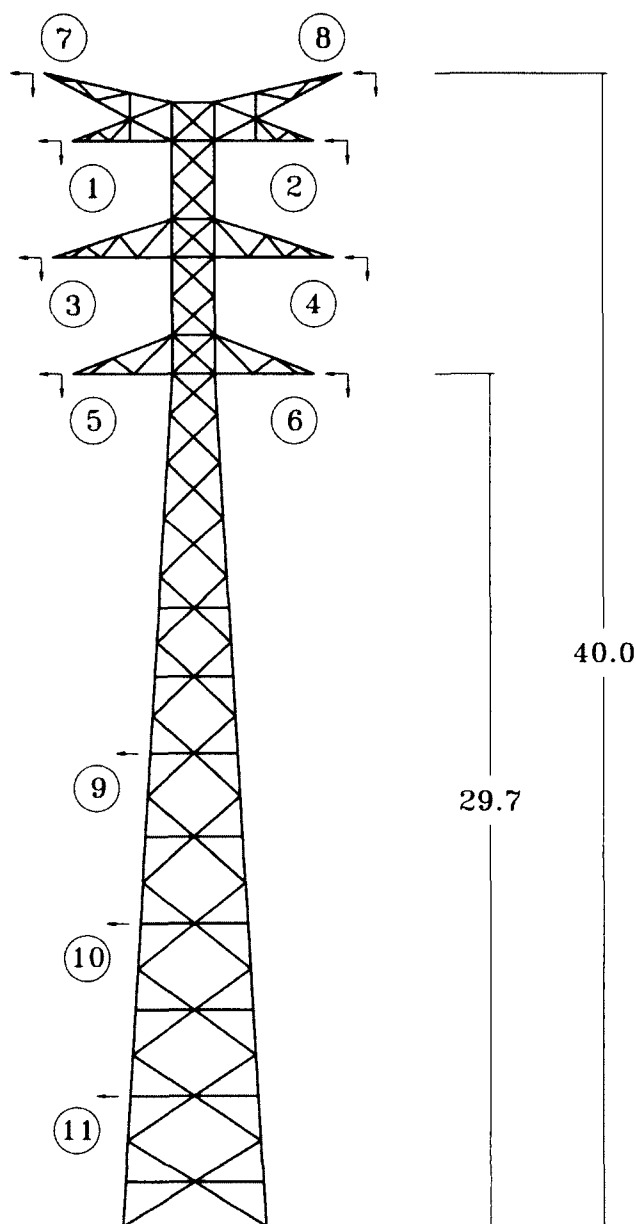


Figure 5.25 Points d'application des charges du pylône J4 (dimensions en mètre)

5.4.1 Essai n° 1

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [9]. Le tableau 5.18 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse administrative « A » avec vent sur le fût et arrêt de câbles de garde d'après l'appellation de RTE. La figure 5.25 indique les points d'application des charges. Comme le montre la figure 5.26, la rupture se produit par flambement en flexion-torsion de la membrure jambe 6000 C de section L150x150x12 pour un coefficient de 232 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 6000 C est $F_y=421$ MPa. D'après les jauges de déformation, la contrainte $\sigma_{6000C}=332$ MPa au palier 200%.

Tableau 5.18 Charges nominales pour l'essai n° 1 du pylône J4

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1@6	1059	1675	0
7-8	381	547	1500
9-10	0	1100	0
11	0	1000	0

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Pour la cornière L150x150x12, le ratio $w/t=10,5$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est supérieur à la limite de 10,2, donc il faut réduire la contrainte F_y à 413 MPa. La longueur de flambement $L=1577$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=29,5$ mm ce qui donne $L/r=53,5$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend donc $KL/r = L/r$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=354$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-4,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-144$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=243$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L150x150x12, le ratio $b/t=12,5$ ce qui est supérieur à la limite de 8,6, donc il s'agit d'une classe 4. Puisque l'élancement de plaque $\lambda_p=0,755$, le facteur de réduction $\rho=0,99$ et il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . La longueur de flambement $L=1577$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=29,5$ mm ce qui donne $\lambda=0,76$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend $\lambda_{eff} = \lambda$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=367$ MPa contre le flambement. D'après la descente



Figure 5.26 Vue de la rupture de l'essai n° 1 du pylône J4 (tiré du rapport d'essai [9])

de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c = -4,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v = -144$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A. = 252$ %.

Résistance selon la méthode

La méthode prédit plusieurs modes de rupture très rapprochés de membrures jambe. Le premier à survenir est celui d'une membrure sous les premières consoles au 1^{er} mode comme montré sur la figure 5.27 pour un facteur d'amplification $F.A. = 211$ % avec l'ASCE et $F.A. = 216$ % avec l'EN 50341-1:2012. La limite d'élasticité moyenne n'étant pas mesurée sur cette barre, la valeur nominale $F_{y,nom} = 355$ MPa est utilisée.

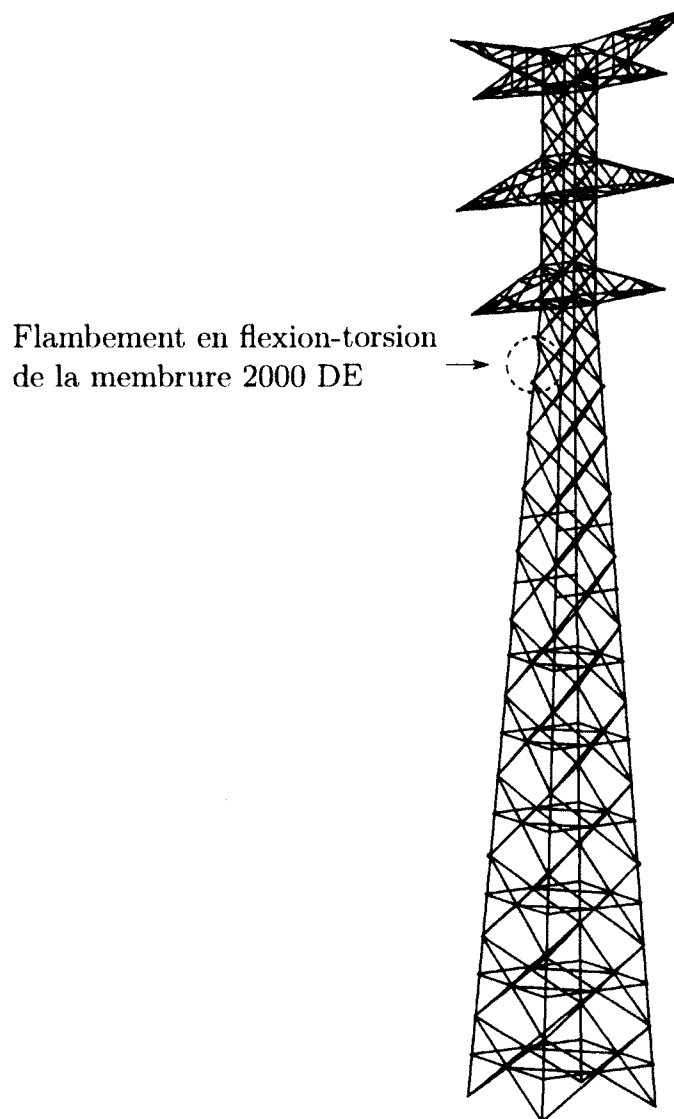


Figure 5.27 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 1 du pylône J4

La rupture de la membrure 6000 C se produit par flambement en flexion-torsion au 3^e mode tel qu'illustré sur la figure 5.28. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=626$ MPa pour ce mode. Avec l'ASCE, le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=0,81$ et la contrainte résistante $\sigma_r=345$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=237$ %. Avec l'EN 50341-1:2012, le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=0,82$ et la contrainte résistante $\sigma_r=355$ MPa ce qui donne $F.A.=244$ %. Les excentricités sont $e_x=3,8$ mm et $e_y=3,73$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 41,2 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

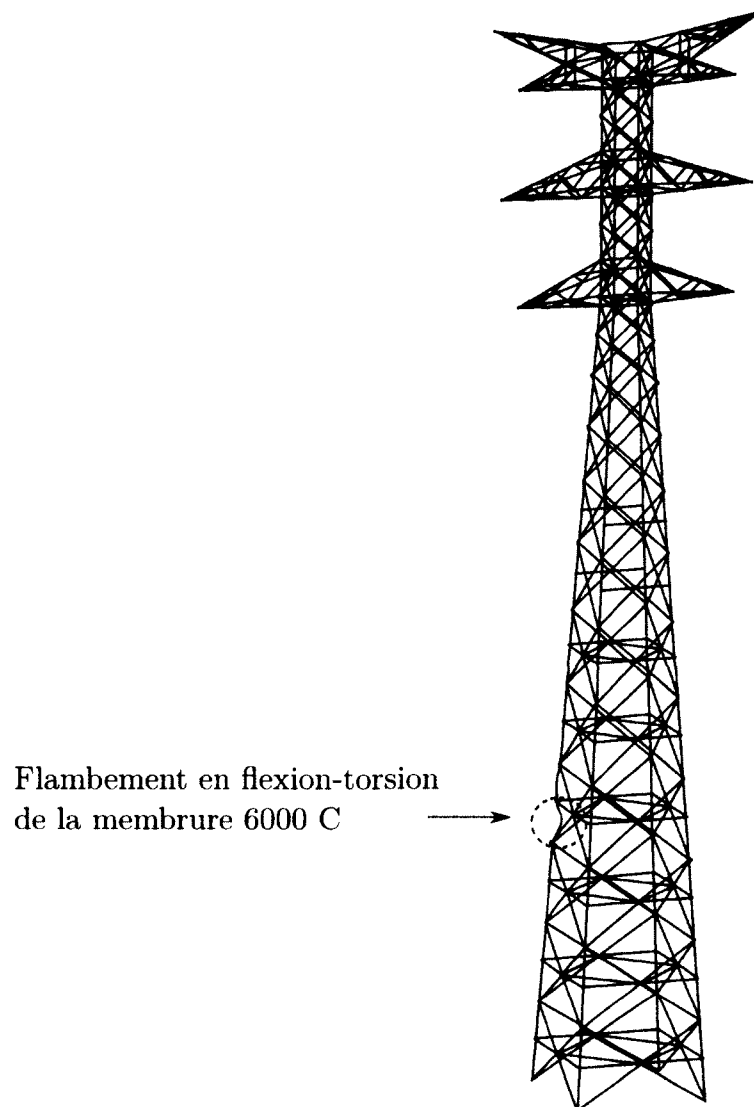


Figure 5.28 Mode de rupture de la membrure jambe de l'essai n° 1 du pylône J4

Observations

Le tableau 5.19 résume les résultats obtenus. On constate que la méthode ne prédit pas le bon mode de rupture. Il s'agit de la bonne jambe mais puisque l'élanement est faible, la valeur de F_y a beaucoup d'importance sur la détermination de la première barre qui va flamber. On ne connaît toutefois que celui de la barre 6000 C. En considérant la membrure 6000 C, la méthode donne une excellente prédiction de la résistance avec les deux courbes de flambement. De leur côté, les normes surestiment la résistance jusqu'à 9%.

Il est intéressant de noter que, d'après le modèle, la contrainte $\sigma_{6000C}=288$ MPa au palier 200% alors que les jauges donnent 332 MPa. Si le résultat des jauges est exact, il semble donc que la membrure était davantage sollicitée que ce qui était prévu par l'analyse numérique.

5.4.2 Essai n° 2

Description

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [10]. Le tableau 5.20 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse de givre dissymétrique. La figure 5.25 indique les points d'application des charges. Comme le montre la figure 5.29, la rupture se produit par flambement en flexion-torsion de la membrure jambe 4000 C de section L150x150x12 pour un coefficient de 129 % du chargement spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée sur la barre 4000 C est $F_y=379$ MPa.

Résistance selon la norme ASCE 10-97

Pour la cornière L150x150x12, le ratio $w/t=10,5$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est inférieur à la limite de 10,8, donc la contrainte F_y n'est pas réduite. La longueur de flambement $L=1329$ mm et le rayon de giration minimal $r_y=29,5$ mm ce qui donne $L/r=45$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend donc $KL/r = L/r$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=344$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-3,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-247$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=138$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L150x150x12, le ratio $b/t=12,5$ ce qui est supérieur à la limite de 9, donc il s'agit d'une classe 4. Cependant, puisque l'élanement de plaque λ_p est inférieur à 0,748,

Tableau 5.19 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 1 du pylône J4

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
1	2000 DE	355	0.81	n.d.	n.d.	n.d.	2.11	2.16
3	6000 C	421	0.76	2.32	2.43	2.52	2.37	2.44

Tableau 5.20 Charges nominales pour l'essai n° 2 du pylône J4

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1@6	1891	824	2602
7-8	1402	578	2452
9@11	0	270	0



Figure 5.29 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 2 du pylône J4 (tiré du rapport d'essai [10])

il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . La longueur de flambement $L=1329$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=29,5$ mm ce qui donne $\lambda=0,61$. Puisqu'il s'agit d'une membrure jambe avec contreventements symétriques, on prend $\lambda_{eff} = \lambda$ ce qui donne une contrainte résistante $\sigma_r=350,5$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-3,2$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-247$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=141$ %.

Résistance selon la méthode

La méthode prédit plusieurs modes de rupture très rapprochés de membrures jambe. Le premier à survenir est celui de la membrure jambe 6000 C au 3^e mode comme montré sur la figure 5.30 pour un facteur d'amplification $F.A.=114\%$ avec l'ASCE et $F.A.=117\%$ avec l'EN 50341-1:2012. La limite d'élasticité moyenne n'étant pas mesurée sur cette barre, la valeur nominale $F_{y,nom}=355$ MPa est utilisée.

La rupture de la membrure 4000 C se produit par flambement en flexion-torsion au 31^e mode tel qu'illustré sur la figure 5.31. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=747$ MPa pour ce mode. Avec l'ASCE, le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=0,71$ et la contrainte résistante $\sigma_r=331$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=133$ %. Avec l'EN 50341-1:2012, le coefficient d'élancement normalisé $\lambda=0,72$ et la contrainte résistante $\sigma_r=338$ MPa ce qui donne $F.A.=136$ %. Les excentricités sont $e_x=3,44$ mm et $e_y=4,99$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 41,2 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Observations

Le tableau 5.21 résume les résultats obtenus. On constate que la méthode ne prédit pas le bon mode de rupture. Il s'agit de la bonne jambe mais puisque l'élancement est faible, la valeur de F_y à beaucoup d'importance sur la détermination de la première barre qui va flamber. On ne connaît toutefois que celui de la barre 4000 C. En considérant la membrure 4000 C, la méthode donne une excellente prédiction de la résistance avec les deux courbes de flambement. De leur côté, les normes surestiment la résistance jusqu'à 9%.

5.4.3 Essai n° 3

La description détaillée de cet essai se retrouve dans le rapport d'essai [11]. Le tableau 5.22 donne les charges nominales appliquées sur le pylône. Il s'agit d'un essai en hypothèse de rupture d'un conducteur. La figure 5.25 indique les points d'application des charges. Les

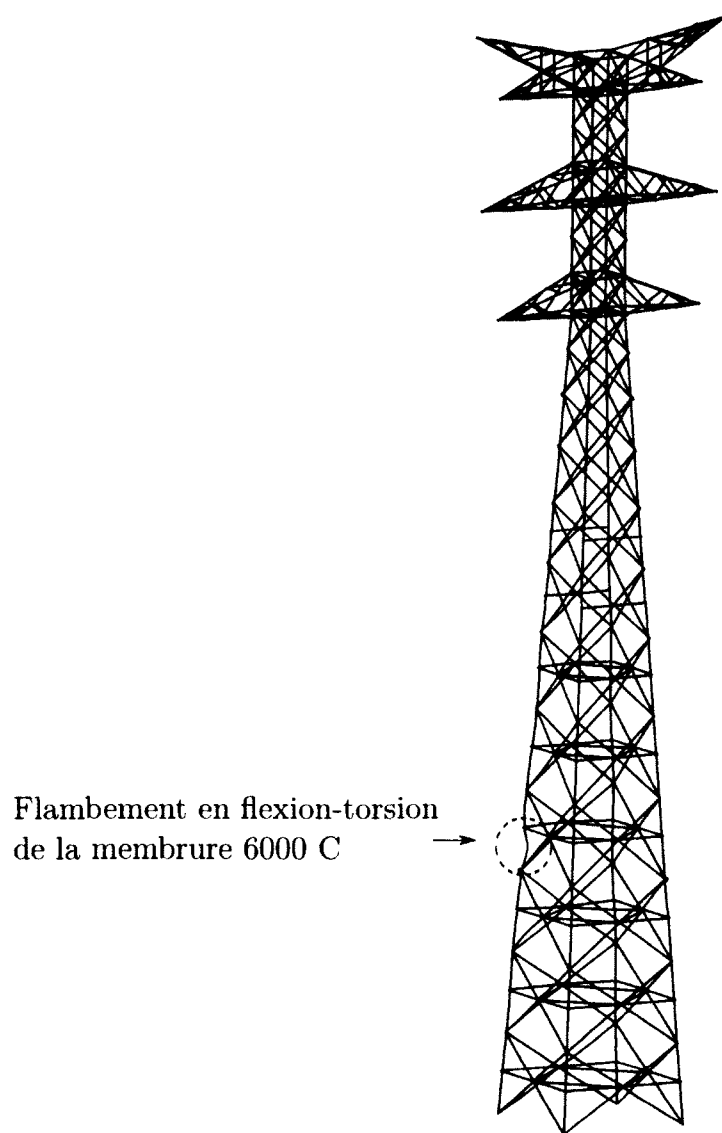


Figure 5.30 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 2 du pylône J4

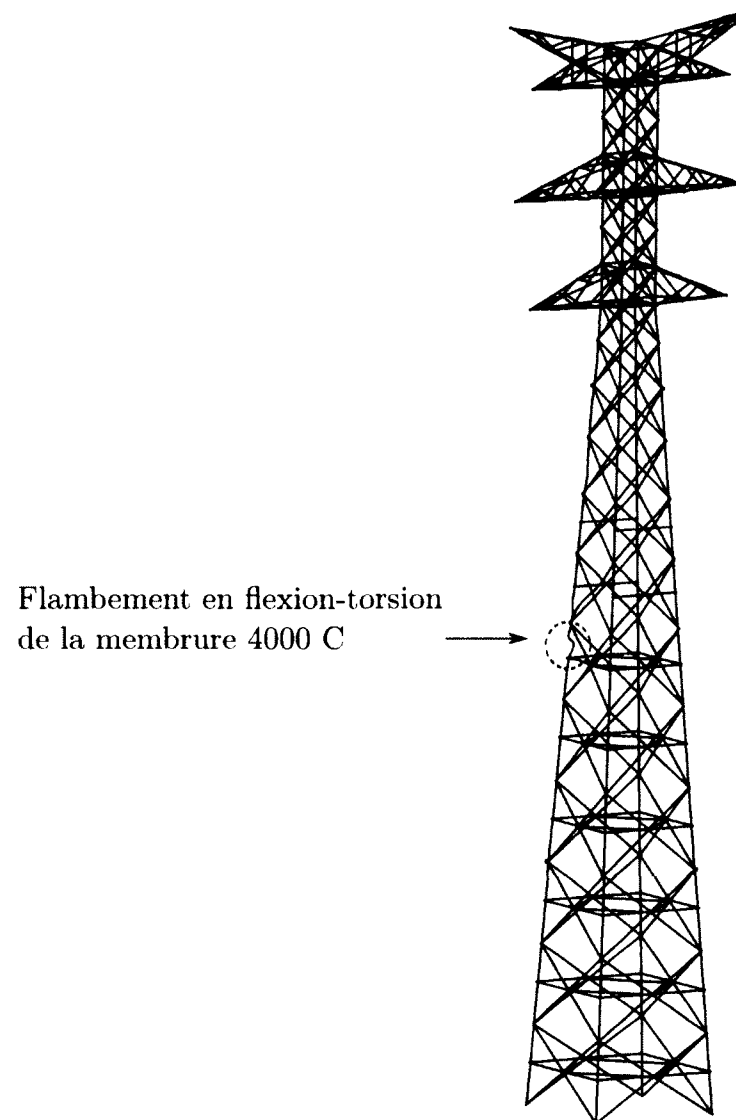


Figure 5.31 Mode de rupture de la membrure jambe de l'essai n° 2 du pylône J4

Tableau 5.21 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 2 du pylône J4

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
3	6000 C	355	0.76	n.d.	n.d.	n.d.	1.14	1.17
31	4000 C	379	0.61	1.29	1.38	1.41	1.33	1.36

charges sont augmentées jusqu'à 100% et ensuite, seul l'effort longitudinal continue de croître. Comme le montre la figure 5.32, la rupture se produit par flambement en flexion selon l'axe d'inertie minimal des diagonales 1008 C et 1008 D de section L60x60x5 pour un coefficient de 99% du chargement vertical et transversal et de 197 % du chargement longitudinal spécifié. La limite d'élasticité moyenne mesurée est $F_y=228$ MPa sur les barres 1008 C et $F_y=278$ MPa pour les barres 1008 D.

Tableau 5.22 Charges nominales pour l'essai n° 3 du pylône J4

Point d'application des charges	Composante (en daN)		
	verticale	transversale	longitudinale
1@3	1534	1897	0
4	1534	1897	3000
5-6	1534	1897	0
7-8	663	746	0
9@11	0	1100	0



Figure 5.32 Vue de la rupture et des barres flambées de l'essai n° 3 du pylône J4 (tiré du rapport d'essai [11])

Résistance selon la norme ASCE 10-97

La diagonale 1008 C est plus critique (plus chargée) que la diagonale 1008 D et c'est donc cette barre qui sera analysée. Pour la cornière L60x60x5, le ratio $w/t=10$ (en prenant $w = b - 2t$) ce qui est inférieur à la limite de 13,9, donc la contrainte F_y n'est pas réduite. La longueur de flambement $L=1002$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=11,8$ mm ce qui donne $L/r=84,9$. Ce facteur est inférieur à 120 et il y a une excentricité normale aux deux extrémités. On prend donc l'équation 3.7-7 ce qui donne $KL/r=102,5$ et une contrainte résistante $\sigma_r=162$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-62$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-61,4$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=163$ %.

Résistance selon la norme EN 50341-1:2012

Pour la cornière L60x60x5, le ratio $b/t=12$ ce qui est supérieur à la limite de 11,7, donc il s'agit d'une classe 4. Cependant, puisque l'élanement de plaque λ_p est inférieur à 0,748, il n'est pas requis de réduire l'aire effective A_{eff} . La longueur de flambement $L=1002$ mm et le rayon de giration minimal $r_v=11,8$ mm ce qui donne $\lambda=0,89$. Ce coefficient est inférieur à $\sqrt{2}$ et il y a une excentricité normale aux deux extrémités. On prend donc le cas 3 ce qui donne $\lambda_{eff}=1,08$ et une contrainte résistante $\sigma_r=151,3$ MPa contre le flambement. D'après la descente de charges obtenue à partir du modèle raffiné en éléments poutres, la contrainte constante sous chargement nominal $\sigma_c=-62$ MPa et la contrainte variable $\sigma_v=-61,4$ MPa ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=145$ %.

Résistance selon la méthode

Peu importe la courbe de flambement utilisée, la rupture devrait se produire par flambement en flexion selon l'axe d'inertie minimal au 6^e mode dans la diagonale 1008 C tel qu'illustré sur la figure 5.33. La contrainte critique de flambement élastique $F_e=419,5$ MPa pour ce mode et le coefficient d'élanement normalisé $\lambda=0,98$. La contrainte résistante est donc $\sigma_r=173$ MPa avec la courbe de flambement de l'ASCE ce qui donne un facteur d'amplification $F.A.=181$ % et $\sigma_r=169$ MPa avec la courbe de l'EN 50341-1:2012 ce qui donne $F.A.=174$ %. Les excentricités sont $e_x=11,02$ mm et $e_y=13,55$ mm, ce qui est inférieur à la position du centre de gravité, soit 16,6 mm. Les moments parasites peuvent donc être négligés devant l'effort axial.

Observations

Le tableau 5.23 résume les résultats obtenus. On constate que la méthode prédit exactement le bon mode de rupture mais la résistance est sous-évaluée. De leur côté, les normes donnent des résultats plus faibles que ceux de la méthode. Cette sous-estimation de la part de la méthode et des normes vient probablement du fait que la longueur d'épure est prise comme longueur de flambement. Pour se rapprocher des conditions réelles, il faudrait considérer les goussets aux extrémités qui réduisent la longueur libre à 778 mm.

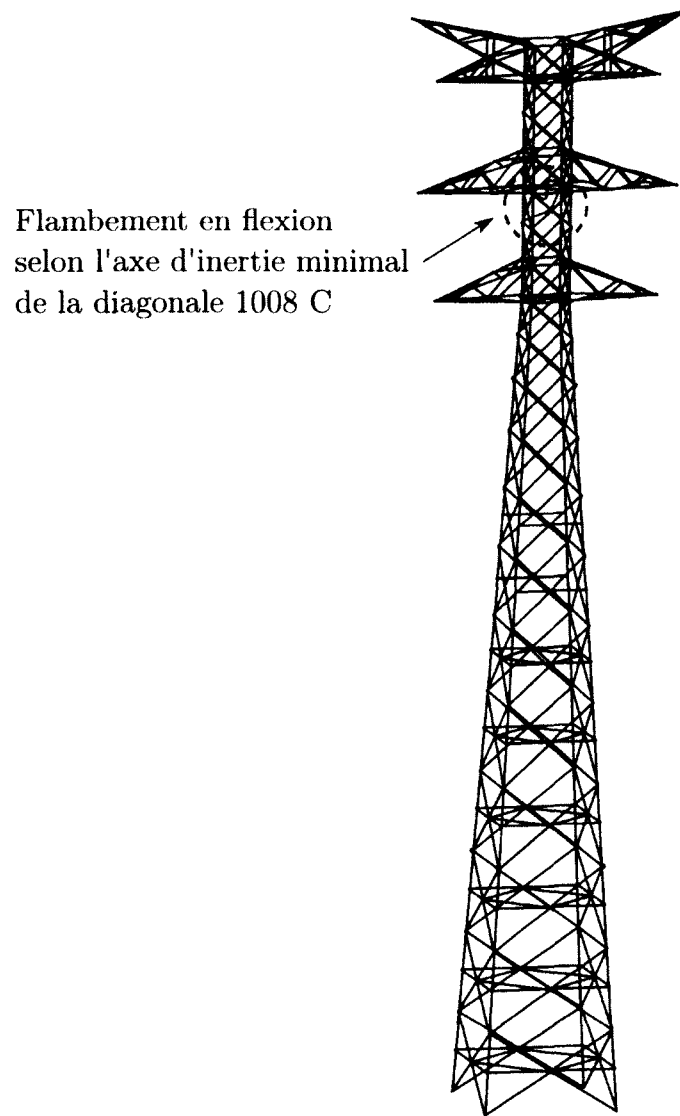


Figure 5.33 Mode de rupture prédit par la méthode pour l'essai n° 3 du pylône J4

Tableau 5.23 Résumé des résultats obtenus pour l'essai n° 3 du pylône J4

mode	# barre	F_y	λ	F.A. Expérimental	F.A. Normes		F.A. Méthode	
					ASCE 10-97	EN 50341-1:2012	ASCE 10-97	EN 50341-1:2012
6	1008 C	228	0.89	1.97	1.63	1.45	1.81	1.74

CHAPITRE 6

ANALYSE DES RÉSULTATS

Cette section synthétise et analyse les résultats obtenus pour les 12 pylônes testés à la rupture décrits dans la section précédente. Tout d'abord, le tableau 6.1 présente l'écart entre le facteur d'amplification (F.A.) prévu par les normes et celui obtenue en essai. Il faut rappeler que le calcul avec les normes se fait en ne déterminant que la résistance de la barre qui flambe d'après l'essai. Autrement dit, avec les normes, on n'essaie pas de prévoir le mode de rupture et il est possible que ces dernières auraient prévu la ruine d'une tout autre barre. Ce calcul sert uniquement de comparatif pour déterminer la précision de la méthode développée. Les tableaux 6.2 et 6.3 montre quant à eux l'écart entre le facteur d'amplification prévu avec la méthode et celui obtenu en essai, selon la courbe de flambement de l'ASCE 10-97 et de l'EN 50341-1:2012, respectivement. Dans ces tableaux, « F.A. Min » représente le facteur d'amplification minimal prédit par la méthode alors que « F.A. Mode » est le facteur d'amplification vis-à-vis le mode de ruine observé en essai. L'écart est donné par rapport à ce dernier. La colonne « Mode de rupture » indique si le mode de ruine associé au facteur d'amplification minimal prédit par la méthode correspond au mode obtenu expérimentalement. Le signe « \pm » signifie que la rupture se produit dans la bonne barre mais pas exactement au bon endroit.

La première constatation qu'il est possible de faire en comparant les tableaux est que la moyenne de la valeur absolue des écarts de la méthode est comparable avec celle des normes. L'ASCE utilisée seule semble être un peu plus précise alors que la méthode développée, combinée à la courbe de flambement de l'EN 50341-1:2012, donne de meilleurs résultats que l'EN 50341-1:2012 utilisée seule. En regardant le signe des écarts, on peut cependant voir que la méthode a tendance à souvent surestimer la résistance. Cela pourrait être problématique dans des domaines où l'on cherche à toujours sous-estimer la résistance mais, dans le cas des pylônes, il faut surtout déterminer la capacité le plus précisément possible. En effet, un surdimensionnement peut s'avérer très coûteux sur ce genre de projet à grande échelle.

Au niveau du mode de rupture, la méthode prédit souvent un mode différent de celui observé en essai. Cela ne signifie pas que le mode obtenu en essai n'est jamais prédit mais plutôt qu'un autre mode survient avant. La rigidité pratiquement nulle autour de l'axe du boulon pour les connexions à un seul boulon ainsi que l'absence de glissement dans la

Tableau 6.1 Écart entre le facteur d'amplification prévu par les normes et celui obtenu en essai

Pylône	Essai	Type barre	L/r	Type flambement	F.A. Expérimental	Normes					
						ASCE 10-97			EN 50341-1:2012		
						F.A.	Prédit Expérimental	Écart (%)	F.A.	Prédit Expérimental	Écart (%)
H2	1	jambe	92	flexion axe geo	1.745	1.60	0.92	-8.3	1.45	0.83	-16.9
	2	jambe	92	flexion axe geo	0.807	0.80	0.99	-0.9	0.72	0.89	-10.8
	3	diagonale	151	flexion axe mini	1.992	1.64	0.82	-17.7	1.77	0.89	-11.1
	4	jambe	92	flexion axe geo	2.506	2.02	0.81	-19.4	1.78	0.71	-29.0
F88	1	jambe	73	flexion axe mini	1.900	2.23	1.17	17.4	2.26	1.19	18.9
	2	console	63	flexion-torsion	0.970	1.08	1.11	11.3	1.13	1.16	16.5
A4	1	diagonale	206	flexion axe geo	1.392	1.36	0.98	-2.3	1.41	1.01	1.3
	2	jambe	105	flexion axe mini	1.670	1.82	1.09	9.0	1.58	0.95	-5.4
	3	console	80	flexion-torsion	0.899	0.90	1.00	0.1	0.82	0.91	-8.8
J4	1	jambe	54	flexion-torsion	2.320	2.43	1.05	4.7	2.52	1.09	8.6
	2	jambe	45	flexion-torsion	1.290	1.38	1.07	7.0	1.41	1.09	9.3
	3	diagonale	85	flexion axe mini	1.970	1.63	0.83	-17.3	1.45	0.74	-26.4
						moyenne		9.6	moyenne		13.6

Tableau 6.2 Écart entre le facteur d'amplification prévu par la méthode et la courbe de flambement de l'ASCE 10-97 et celui obtenu en essai

Pylône	Essai	Type barre	L/r	F.A.	Méthode (ASCE 10-97)				
				Expérimental	Mode de rupture	F.A. Min	F.A. Mode	$\frac{\text{Prédit}}{\text{Expérimental}}$	Écart (%)
H2	1	jambe	92	1.745	oui	1.96	1.96	1.12	12.3
	2	jambe	92	0.807	oui	0.95	0.95	1.18	17.7
	3	diagonale	151	1.992	non	2.37	2.97	1.49	49.1
	4	jambe	92	2.506	±	2.66	2.66	1.06	6.1
F88	1	jambe	73	1.900	non	2.08	n.d.	n.d.	n.d.
	2	console	63	0.970	oui	1.02	1.02	1.05	5.2
A4	1	diagonale	206	1.392	oui	1.72	1.72	1.24	23.6
	2	jambe	105	1.670	non	1.99	2.33	1.40	39.5
	3	console	80	0.899	non	0.86	0.98	1.09	9.0
J4	1	jambe	54	2.320	non	2.11	2.37	1.02	2.2
	2	jambe	45	1.290	non	1.14	1.33	1.03	3.1
	3	diagonale	85	1.970	oui	1.81	1.81	0.92	-8.1

moyenne 16.0

Tableau 6.3 Écart entre le facteur d'amplification prévu par la méthode et la courbe de flambement de l'EN 50341-1:2012 et celui obtenu en essai

Pylône	Essai	Type barre	L/r	F.A. Expérimental	Méthode (EN 50341-1:2012)				Écart (%)
					Mode de rupture	F.A. Min	F.A. Mode	Prédit Expérimental	
H2	1	jambe	92	1.745	non	1.89	1.95	1.12	11.7
	2	jambe	92	0.807	oui	0.92	0.92	1.14	14.0
	3	diagonale	151	1.992	non	2.14	2.60	1.31	30.5
	4	jambe	92	2.506	±	2.41	2.41	0.96	-3.8
F88	1	jambe	73	1.900	non	2.12	n.d.	n.d.	n.d.
	2	console	63	0.970	oui	1.03	1.03	1.06	6.2
A4	1	diagonale	206	1.392	oui	1.61	1.61	1.16	15.7
	2	jambe	105	1.670	non	1.83	2.06	1.23	23.4
	3	console	80	0.899	non	0.89	0.93	1.03	3.4
J4	1	jambe	54	2.320	non	2.16	2.44	1.05	5.2
	2	jambe	45	1.290	non	1.17	1.36	1.05	5.4
	3	diagonale	85	1.970	oui	1.74	1.74	0.88	-11.7

moyenne **11.9**

méthode sont probablement la cause du flambement de redondantes et d'autres barres qui sont pourtant restées intactes durant les essais.

Les écarts obtenus avec la méthode sont assez importants lorsqu'il s'agit de diagonales alors que les résultats pour les membrures jambes et de console sont relativement bien anticipés. Cela s'explique en fait par l'élancement de ces types de barre, les diagonales étant généralement plus élancées que les membrures jambes. Le graphique 6.1 présente l'écart calculé en fonction de l'élancement.

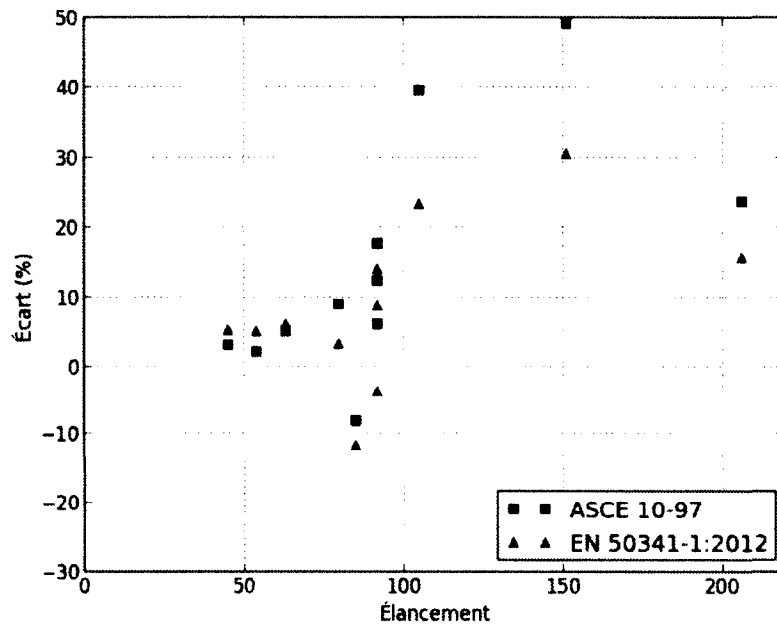


Figure 6.1 Écart de la méthode en fonction de l'élancement pour les deux courbes de flambement

On peut voir que, de manière générale, plus l'élancement augmente, plus l'écart s'agrandit. Ce phénomène pourrait s'expliquer par le fait que la rigidité des connexions prend de l'importance à mesure que l'élancement croît et l'influence des excentricités devient négligeable. Puisque la résistance est surestimée, la rigidité des connexions des diagonales déterminées par modélisation volumique semble donc être trop importante. Afin de valider cette hypothèse, deux essais contrôlés par le flambement des diagonales, soit l'essai n° 3 du pylône H2 et l'essai n° 1 du pylône A4, ont été calculé à nouveau avec la méthode. Cette fois, la rigidité des connexions des diagonales a été modifiée pour considérer un cas parfaitement rotulé et un cas parfaitement encastré. Ceux-ci sont comparés avec les connexions semi-rigides tirées des modélisations volumiques et les résultats expérimentaux dans le tableau 6.4.

Tableau 6.4 Variation du facteur d'amplification selon la rigidité des connexions

Pylône	Norme	Facteur d'amplification			
		<i>Rotulé</i>	<i>Encastré</i>	<i>Semi-rigide</i>	<i>Expérimental</i>
H2 (essai 3)	ASCE 10-97	1.74	3.23	2.97	1.992
	EN 50341-1:2012	1.60	2.81	2.60	1.992
A4 (essai 1)	ASCE 10-97	1.38	2.08	1.72	1.392
	EN 50341-1:2012	1.30	1.93	1.61	1.392

On constate que la rigidité des connexions a effectivement une grande influence sur la résistance au flambement des barres élancées. Un autre élément très intéressant est que le facteur d'amplification expérimental est inclus dans l'enveloppe délimitée par les deux conditions idéales, rotulé et encastré. Cela signifie donc que la méthode peut déterminer la bonne résistance si les connexions sont bien caractérisées. Le facteur d'amplification expérimental a tendance à être relativement près du cas rotulé et toujours inférieur à celui obtenu avec des connexions semi-rigides. Il est donc possible d'en déduire que, comme supposé préalablement, la rigidité des connexions déterminée par des modélisations volumiques est surestimée.

Plusieurs autres raisons peuvent venir justifier l'écart entre la méthode et l'expérimental. Celles-ci sont mentionnées dans les observations faites pour chaque essai dans le chapitre 5. Il y a cependant des éléments qui sont communs à plusieurs essais. Tout d'abord, pour certains essais, les contraintes sont mesurées avec des jauges de déformations au palier précédent la rupture. En considérant que ces jauges ont été installées adéquatement et que les résultats ont été traités correctement pour obtenir la contrainte axiale, le tableau 6.5 montre que l'écart entre les contraintes calculées et celles mesurées en essai peut être relativement important. Si les efforts calculés lors de la descente des charges diffèrent de ceux réellement présents en essai, il est évident que la méthode et les normes ne donneront pas de bons résultats.

Une autre source d'erreur est la valeur de F_y qui n'est mesurée que pour la barre qui flambe. N'ayant pas d'autres informations, cette limite élastique est assignée à tout le modèle ce qui fait que la méthode peut prédire un mode de ruine différent de celui observé expérimentalement.

Finalement, la prise en compte des moments de flexion de manière plutôt empirique en modifiant le coefficient d'élancement normalisé des barres qui ne sont ni des membrures jambes ni des membrures de console et dont le λ est inférieur à $\sqrt{2}$ ne semble pas être

adaptée. L'utilisation d'une équation d'interaction serait plus réaliste pour considérer la contrainte axiale supplémentaire apportée par les moments de flexion.

Tableau 6.5 Écart entre les contraintes calculées et celles mesurées en essai

Pylône	Essai	Type barre	Palier (%)	Contraintes (MPa)		Écart (%)
				Mesurées	Calculées	
H2	1	jambe	1.69	170.3	161	-5.5
	2	jambe	0.807	209.7	154	-26.6
	3	diagonale	1.898	68.4	105	53.5
	4	jambe	2.417	184.9	201	8.7
F88	1	jambe	1.86	297	299	0.7
	2	console	0.95	282	245	-13.1
A4	1	diagonale	na	na	na	na
	2	jambe	1.6	173	155	-10.4
	3	console	0.899	219	202	-7.8
J4	1	jambe	2	332	288	-13.3
	2	jambe	na	na	na	na
	3	diagonale	na	na	na	na
moyenne						15.5

CHAPITRE 7

CONCLUSION

7.1 Sommaire

Le projet de recherche visait à répondre à deux besoins de l'industrie des lignes de transport d'électricité, des partenaires industriels du projet et de la chaire de recherche :

1. réduire et/ou optimiser le recours aux essais à échelle réelle ;
2. faciliter la réalisation d'essais hybrides.

Pour y parvenir, une procédure numérique simple et accessible aux ingénieurs de la pratique a été développée afin d'améliorer la prédiction de la capacité et du mode de rupture des pylônes à treillis. Au niveau de la modélisation, les cornières ont été modélisées par des éléments poutre de Timoshenko avec gauchissement. Les connexions sont, quant à elles, représentées par des éléments discrets affectés aux extrémités des barres. Faute d'essais expérimentaux sur des connexions qui aurait permis de paramétrer la loi de comportement non linéaire de *Code_Aster*, leur comportement est considéré linéaire élastique. Les rigidités en translation sont infiniment rigides alors que celles en rotation sont déterminées par une modélisation volumique. Enfin, les excentricités sont prises en compte par des liens rigides entre le centre de gravité et le point d'attache. Du côté de la méthode de calcul, la contrainte critique de flambement élastique F_e est déterminée par une analyse de flambement linéaire plutôt que par la méthode des longueurs effectives. Ensuite, la résistance de la barre est calculée en suivant la même procédure que les normes. Plusieurs modes sont ainsi analysés de manière à couvrir les différentes configurations d'attache d'une cornière dans un pylône.

La méthode ainsi développée a été comparée aux résultats d'essais expérimentaux sur 12 pylônes ainsi qu'aux résultats calculés avec différentes normes de conception. Il en ressort que la méthode prédit relativement bien la résistance et donne des résultats comparables aux normes. Les barres avec un faible élancement comme les membrures jambes sont les mieux prédites. Cela est dû au fait que, pour les barres élancées comme les diagonales, la rigidité des connexions est un facteur important et il semble que cette dernière soit mal évaluée dans le modèle. Cette mauvaise évaluation serait probablement aussi la cause de la détection de modes qui ont un facteur d'amplification plus faible que celui obtenu en

essai. Somme toute, la méthode développée est très prometteuse de par sa rapidité, sa simplicité et sa précision relativement bonne.

Ce projet est une contribution scientifique originale car l'approche par stabilité proposée, bien qu'elle soit utilisée pour d'autres structures comme les ponts en arche et les cadres, n'a jamais été appliquée pour les pylônes à treillis. Aussi, une attention particulière est portée à la rigidité des connexions. Elle a une grande influence sur la résistance au flambement des membrures élancées. Elle est évaluée numériquement plutôt que d'utiliser les hypothèses simplificatrices usuelles soit parfaitement rotulée ou rigide.

En somme, les résultats de la recherche permettront d'une part de mieux contrôler la fiabilité du réseau, et d'autre part, de réduire les coûts de construction en donnant des outils aux ingénieurs pour optimiser leur conception et en réduisant le nombre d'essais pleine grandeur, qui sont dispendieux et qui retardent les projets. L'utilisation de la méthode présentée facilitera la réalisation d'essais hybrides tant par la chaire de recherche que par les partenaires industriels. Ce nouvel outil d'analyse sera utilisé pour développer et valider de nouveaux concepts qui serviront à la réhabilitation ou l'amélioration du réseau existant. Finalement, la procédure est développée pour le cas particulier des pylônes mais elle peut sans problème être étendue aux structures à treillis en général, ce qui permettra d'améliorer de façon importante la précision de la conception de ces structures économiques aux multiples usages.

7.2 Perspectives de recherche

En analysant les différentes causes de disparité entre les résultats expérimentaux et la méthode, on constate que certains aspects nécessiteraient plus d'attention. Un des plus importants est le comportement des connexions. Il serait donc intéressant de préparer un programme expérimental ayant pour but de caractériser certaines connexions types des pylônes. Cela permettrait d'obtenir des rigidités élastiques ou, encore mieux, les paramètres requis pour l'utilisation la loi de comportement non linéaire de *Code_Aster* qui tient compte de la rigidité en rotation et du glissement. Il serait alors nécessaire de procéder à une analyse de flambement linéaire sur matrices de raideurs réactualisées. Le glissement risquerait d'augmenter les déplacements de manière importante et les non-linéarités géométriques devraient probablement être considérées.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] Adluri, S. M. R. et Madugula, M. K. S. (1996). Flexural buckling of steel angles : Experimental investigation. *Journal of Structural Engineering*, volume 122, numéro 3, p. 309–317.
- [2] Al-Bermani, F. et Kitipornchai, S. (1992). Nonlinear analysis of transmission towers. *Engineering Structures*, volume 14, numéro 3, p. 139–151.
- [3] ASCE (1997). *Design of Latticed Steel Transmission Structures (ASCE 10-97)*. American Society of Civil Engineers, Reston, VA, USA.
- [4] CENELEC (2012). *Overhead electrical lines exceeding AC 1 kV - Part 1: General requirements - Common specifications*. European Committee for Electrotechnical Standardization, Bruxelles.
- [5] Felippa, C. (2012). Bifurcation: Linearized prebuckling II. Dans Felippa, C., *Nonlinear Finite Element Methods*. <http://www.colorado.edu/engineering/CAS/courses.d/NFEM.d/> (page consultée le 23 avril 2013).
- [6] Gasançon, A. (1975). *Pylône X24-A4T-X (1er pylône)* (Compte rendu HM 72-9248). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 16 p.
- [7] Gasançon, A. (1976). *Pylône X24-A4T-X (2e pylône)* (Compte rendu HM 72-9250). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 16 p.
- [8] Gasançon, A. (1976). *Pylône X24-A4T-X (4e pylône)* (Compte rendu HM 72-9255). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 18 p.
- [9] Gasançon, A. (1981). *Pylône 2 ternes 63/90 kV type X33-J4A-BZ2* (Compte rendu d'essais HM/72-9874). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 15 p.
- [10] Gasançon, A. (1981). *Pylône 2 ternes 63/90 kV type X33-J4A-BZ2* (Compte rendu d'essais HM/72-9890). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 14 p.
- [11] Gasançon, A. (1981). *Pylône 2 ternes 63/90 kV type X33-J4A-BZ2* (Compte rendu d'essais HM/72-9892). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 16 p.
- [12] Hydro-Québec (2011). *Notre réseau de transport d'électricité*. <http://www.hydroquebec.com/transenergie/fr/reseau-bref.html> (page consultée le 9 août 2011).
- [13] Jiang, W. Q., Wang, Z. Q., McClure, G., Wang, G. L. et Geng, J. D. (2011). Accurate modeling of joint effects in lattice transmission towers. *Engineering Structures*, volume 33, numéro 5, p. 1817–1827.

- [14] Kang, W., Albermani, F., Kitipornchai, S. et Lam, H. F. (2007). Modeling and analysis of lattice towers with more accurate models. *Advanced Steel Construction*, volume 3, numéro 2, p. 565–582.
 - [15] Kitipornchai, S., Al-Bermani, F. G. A. et Peyrot, A. H. (1994). Effect of bolt slip-page on ultimate behavior of lattice structures. *Journal of structural engineering*, volume 120, numéro 8, p. 2281–2287.
 - [16] Kitipornchai, S. et Chan, S. L. (1987). Nonlinear finite element analysis of angle and tee beam-columns. *Journal of structural engineering*, volume 113, numéro 4, p. 721–739.
 - [17] Kulak, G. (2005). *Boulons à haute résistance dans les ouvrages de génie civil*. Institut canadien de la construction en acier, Willowdale, Canada, 56 p.
 - [18] Lee, P. S. et McClure, G. (2006). A general three-dimensional l-section beam finite element for elastoplastic large deformation analysis. *Computers and Structures*, volume 84, numéro 3-4, p. 215–229.
 - [19] Lee, P. S. et McClure, G. (2007). Elastoplastic large deformation analysis of a lattice steel tower structure and comparison with full-scale tests. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 63, numéro 5, p. 709–717.
 - [20] LeMaster, R. A. (1986). *Structural development studies at the EPRI Transmission Line Mechanical Research Facility. Interim report 1* (Technical Report EPRI-EL-4756). Electric Power Research Institute, prepared by Sverdrup Technology Inc., Tullahoma, USA, 150 p.
 - [21] Pouteau, J. (1991). *Pylône 2 circuits 400 kV type F88D (H 43m sous consoles)* (Rapport d'essais HM-77/08-92). Électricité de France direction des Études et Recherches, Paron, France, 111 p.
 - [22] Pouteau, J. (1991). *Pylône 2 circuits 400 kV type F88D (H 43m sous consoles)* (Rapport d'essais HM-77/02-91). Électricité de France direction des Études et Recherches, Paron, France, 93 p.
 - [23] Rao, N. P. et Kalyanaraman, V. (2001). Non-linear behaviour of lattice panel of angle towers. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 57, numéro 12, p. 1337–1357.
 - [24] Relun, N. (2011). *Loi de comportement de l'assemblage ASSE_CORN* (Référence R5.03.32). Code_Aster, Clamart, France, 16 p.
 - [25] Roy, S., Fang, S.-J. et Rossow, E. C. (1984). Secondary stresses on transmission tower structures. *Journal of Energy Engineering*, volume 110, numéro 2, p. 157–172.
 - [26] RTE (2011). *Nos missions*. <http://www.rte-france.com/fr/nous-connaitre/qui-sommes-nous/nos-missions> (page consultée le 9 août 2011).
 - [27] Silva, J. G. S. D., Vellasco, P. C. G. D. S., Andrade, S. A. L. D. et Oliveira, M. I. R. D. (2005). Structural assessment of current steel design models for transmission
-

- and telecommunication towers. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 61, numéro 8, p. 1108–1134.
- [28] Susan, C. (1986). *2 pylônes 1 circuit 63/90 kV type H2NY* (Compte rendu d'essais HM/74-39(ep)). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 33 p.
- [29] Susan, C. (1986). *Pylône 1 circuit 63/90 kV type H2NY* (Compte rendu d'essais HM/74-27 ep). Électricité de France direction des Études et Recherches, Clamart, France, 40 p.
- [30] Ungkurapinan, N., Chandrakeerthy, S. R. D. S., Rajapakse, R. K. N. D. et Yue, S. B. (2003). Joint slip in steel electric transmission towers. *Engineering Structures*, volume 25, numéro 6, p. 779–788.
- [31] Ziemian, R. D. (2010). Stability of angle members. Dans *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*, 6^e édition. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, United States, p. 493–526.
-

